E 3280

METALURGIA

KOHÁSZAT

REFERÁLVA
R 1987 MAR 2 6

1

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXIX • NR. 1 • IANUARIE 1987

Tîrgul de la Leipzig

Republica Democrată Germană

de la 15–21.3.1987

Centrul comercial mondial Leipzig vă oferă într-un singur loc și în numai șapte zile :

- Tratative în domenii reprezentative ale industriei R.D.G.
- Încheierea de afaceri și contacte cu parteneri comerciali din întreaga lume
- Informații și tehnologii de înaltă productivitate în ramura industrială care vă interesează

Tema Tîrgului de la Leipzig, ediția de primăvară 1987 :

Produse alimentare – Producție și prelucrare eficientă

Pentru comerț internațional și progres tehnic !

Invitații pentru Tîrg și informații puteți obține la O.N.T. Carpați sau la Reprezentanța Comercială a Ambasadei R.D.G. în R. S. România, str. Dumbrava Roșie nr. 4, București.

O.N.T. Carpați organizează călătorii pentru grupe de experți cu participare gratuită la conferințele de specialitate și la vizitarea Tîrgului cu ghizi specializați.

METALURGIA

Anul 39 Nr. 1 Ianuarie 1987

CUPRINS

Hătărăscu, Ov., Dobrovici, D. și *Urseanu, A.*: **Studiul permeabilității la gaze a unui furnal în funcție de parametrii de insuflare și de încărcătura metalică** 5

Oprescu, I., Gheorghiu, Fl. și *Georgescu, Marina:* **Influența gradienților termici din camerele cuptorului continuu inelar asupra regimului de coacere a produselor carbonice** 9

Macrea, D. și *Rădulescu, Al.*: **Integrarea sistemelor informatice în conducerea automată a proceselor de laminare** 16

Mitelea, I. și *Cucuruz, R.*: **Efecte comparative ale cementării și nitrurării ionice asupra rezistenței la oboseală a oțelului 21 TiMnCr12** 19

Dumitrescu, A. T. și *Roșu, I.*: **Un model de element finit al răcirii libere a unei brame. Rezultatele numerice obținute la determinarea cîmpului termic în semifabricatul nedeformat** 24

Nicola, Maria, Badea, Teodora și *Brînzoi, V.*: **Epurarea electrochimică a apelor reziduale de la secțiile de galvanizare. Ape impurificate cu ioni PO_4^{3-} și ioni CN^-** 29

Săbău, Teodora, Ștefănescu, Fl., Istrate, Gh. și *Rădoi, Gabriela*: **Modelarea procesului de formare a aderențelor mecanice** 33

Szabó, Tibori, Z. și *Pițigoi, Valentina*: **Metodă de atac adînc pentru studiul microstructurii tridimensionale a fontelor albe aliate, cu ajutorul microscopului electronic cu baleiaj** 36

Pop, T. Gh.: **Mecanismul și cinetica procesului de acoperire superficială prin turnare** 39

REVISTA REVISTELOR 15, 23, 32, 38, 42, 43

CRONICĂ 42

INDEX 44

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P. O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Președintele colegiului de redacție: prof. dr. ing. L. SOFRONI

Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 2700

CONTENTS

DC : 539.217 : 669.162.2

Hătărăscu, Ov., Dobrovici, D. and *Urseanu, A.* : **The study of blast furnace permeability to gases, according to blowing and metal load parameters**

On the basis of the operation data of a blast furnace from Reşiţa steelworks for a 6 months period, the paper points out the influence of blowing technological parameters (temperature and air flow, the quantity of blown methane gas) and of the metal charge on the blast furnace permeability. The authors present the conclusions which derive from all this.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 5—8

DC : 621.783

Oprescu, I., Gheorghiu, Fl. and *Georgescu, Marina* : **The influence of the thermal gradients of the chambers of continuous annular furnace on the quenching regime of carbonuous products**

With the help of industrial measures, the authors determine the temperature and speed gradients in the chambers of continuous annular furnace and the influence of the heating regime (preheating and maintenance) on these factors.

Starting from these determinations, the authors present the criteria and the method of establishing the quenching regimes of carbonuous electrodes, taking into account the influence of temperature gradients and heating speed on the physical and chemical transformers which occur in the electrode mass within the backing process.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 9—15

DC : 681.32 : 621.771

Macrea, D. and *Rădulescu, Al.* : **The integration of information systems in the automatic control of rolling processes**

The paper presents the basic aspects on the complex process computer automation of rolling mills. The authors analyse the problems related to system configurations, computers and transducers when implementing a process minicomputer control system for the automation of a multiple roll cold strip rolling mill.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 16—18

DC : 699.141.32 : 621.785.53

Mitelea, I. and *Cucuruz, C.* : **The comparative effects of ionic cementing and nitriding processes on the fatigue strength of 21TiMnCr12 steel**

The comparative analysis of Wöhler curves of 21TiMnCr12 steel points out the growth of the fatigue limit ionic nitrided parts. The explanation of these phenomena is based on a more advantageous distribution of the compression tensions in the nitrided superficial layer, which favours the increase of fatigue strength and the decrease of susceptibility to notch effect.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 19—23

DC : 621.771

Dumitrescu, A. T. and *Roşu, I.* : **A finite element model for the slab free cooling. The numerical results obtained for the determination of the thermal field of the nondeformed semiproduct**

The paper contains the numerical results obtained for the validation of the finite element model concerning the evolution of the thermal field in a parallelipipedic semiproduct heated in a furnace at a uniform temperature T_H, during its transfer from the furnace to the rolling stand. In order to solve the problem by a numerical way to the established limit, the authors used the Bubnov-Galerkin spatial discreet method and the isoparametrical finite elements with 9 knots.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 24—28

DC : 663.632 : 628.543

Nicola, Maria, Badea, Teodora and *Brânzoi, V.* : **Electorchemical cleaning of effluents from galvanizing sections. Contamined waters with PO_4^{3-} and CN^- ions**

The paper presents the studies on the cleaning process by anodic oxidation of effluents which contain PO_4^{3-} and CN^- ions on Fe anodes, respectively on graphite anodes. The authors follow the influence of certain working parameters: current density, electrolysis duration, additions, electrode spacing, *p*H etc. on the cleaning efficiency.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 29—32

DC : 621.744

Săbău, Teodora, Ştefănescu, Fl., Istrate, Gh., and *Rădoi, Gabriela* : **The modelling of mechanic sticking process**

The paper deals with the modelling of mechanic penetration process of alloys in mould pores, by using an original installation. The authors present the experimental results obtained after studying the influence of parameters : temperature, metallostatic pressure, forming material grainsize, period of maintaining the alloy in a liquid state on the formation of mechanic sticking.

Metalurgia 39 (1987,) nr. 1, p. 33—35

DC : 669.131.2 : 621.385.833

Szabo, Tibari, Z. and *Piţigoi, Valentina* : **The method of deep attack for the study of tridimensional microstructure of white alloyed cast iron with the help of scanning electron microscope**

The authors present a deep attack method for white alloyed cast irons with a view to studying tridimensional morphology of different types of carbides.

The authors discuss the results obtained with the help of this method which includes the attack by dipping the sample and the stirring of the reactive agent which is composed by a solution of 5 % Br in ethyl alcohol, as compared to the results obtained by others methods described in literature.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 36—38

DC : 669.718 : 621.746

Pop, T. Gh. : **The mechanism and kinetics of the process of superficial coating by casting**

On the basis of the experimental researches and calculations, the authors established that the mass transfer at superficial coating by casting occurs in the liquid state by thermocapillarity, whereas in the liquid state it occurs by superficial diffusion.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 39—41

INHALT

DK :539.217 :669.162.2

Hătărăscu, Ov., Dobrovici, D. und *Urseanu, A.* : **Erforschung der Gasdurchlässigkeit eines Hochofens, in Abhängigkeit von den Einblasparameter und von dem metallischen Einsatz**

Ausgehend von den Betriebsangaben eines Hochofens aus dem Reşitzaer-Hüttenwerk, angegeben für eine Zeitspanne von sechs Monaten, wird in der vorliegenden Arbeit der Einfluss der verfahrenstechnischen Einblasparameter (wie z.B. Temperatur, Luftmenge, die Injektion des betreffenden Methaninhalts) und des metallischen Einsatzes auf die Hochofendurchlässigkeit hervorgehoben.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 5—8

DK : 621.783

Oprescu, I., Gheorghiu, Fl. und *Georgescu, Marina* : **Einfluss der thermischen Gradienten aus den Ringdurchlaufofenkammern auf den Backbetrieb der kohlenführenden Produkte**

In der vorliegenden Arbeit wurden, anhand von industriellen Messungen, die Temperatur — und Erwärmungsgeschwindigkeitsgradienten aus den Ringdurchlaufofenkammern, und ebenfalls der Einfluss des Erwärmungsbetriebs (Vorerwärmung und Erhaltung) auf den obengenannten Werten festgesetzt. Dabei wurden die Merkmale und die Bestimmungsmethodologie der Backbetriebe der kohlensauren Elektroden vorgestellt ; mit der Burücksichtigung des Einflusses der Temperatur- und Erwärmungsgeschwindigkeitsgradienten auf den physikalisch-chemischen Umwandlungen die in der Elektrodenmasse während des Backvorgans stattfinden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 9—15

DK : 681.32 : 621.771

Macrea, D. und *Rădulescu, Al.* : **Die Integration von informatischen Systemen in der Automatisierung der Walzwerksverfahren**

In der Arbeit werden die grundlegenden Ansichten zur komplexen Automatisierung der Prozesse aus den Walzwerken dargestellt. Dabei werden einige Probleme hinsichtlich den Systemkonfigurationen, den Rechner- und Aufnehmerausrüstungen, was betrifft einen Mikroprozessorsystem, das für die Selbststeuerung eines polyzylindrischen Kaltbandwalzwerkes, analysiert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 16—18

DK : 669.141.32 : 621.785.53

Mitelea, I. und *Cucuruz, C.* : **Vergleichende Ansichten der Einsatzhärtung und der ionischen Stickstoffhärtung, betreffend der Ermüdungsfestigkeit des 21 Ti Mn Cr12-Stahles**

Anhand der Vergleichsanalyse der Wöhlerkurven des 21 Ti Mn Cr12-Stahles, wird das Zunehmen der Ermüdungsgrenze der ionisch stickstoffgehärteten Werkstücken vorgestellt.

Die Erklärung dieser Erscheinungen beruht auf einer mehr geeigneter Verteilung der Druckspannung aus der nitrierten Oberflächenschicht, die das Zunehmen der Ermüdungsfestigkeit und die Verminderung der Kerbwirkungsempfindlichkeit bevorzugen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 19—23

DK : 621.771

Dumitrescu, A. T. und *Roşu, L.* : **Ein Finitelementmodell für die freie Abkühlung einer Bramme. Numerische Ergebnisse die durch die Bestimmung des thermischen Feldes aus den unverformten Rohlingen erzielt werden**

In der vorliegenden Arbeit werden die numerischen Ergebnisse vorgestellt, vorgesehen für die Bestätigung des Modells vom Endprodukt, was betrifft die Entwicklung des thermischen Feldes eines parallelepipeden Rohlings, das vorher in einem Ofen bei einer T_H-konstanten Temperatur erwärmt wurde, während dessen Verlegung vom Ofen zum Walzengerüst. Für das numerische Berechnen dieses Problems, in den festgelegten Grenzen, wurden die Bubnov-Galerkin Kerndiskretisationsmethode und die isoparametrischen, mit neun Knoten aufgebauten Endprodukte, angewendet.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 24—28

DK : 663.632 : 828.543

Nicola, Maria, Badea, Teodora und *Brînzoi, V.* : **Elektrochemische Reinigung des Abwassers aus den Galvanisationsabteilungen. Verunreinigtes Wasser mit PO_4^{3-} —und CN^-— Ionengehalt**

In der Arbeit werden einige Forschungen hinsichtlich der Reinigung durch anodische Oxydation vorgestellt ; einiger Arten vom Abwasser mit einem PO_4^{3-} —und CN^-— Ionengehalt, auf Fe-Anoden, bzw. auf Graphit.

Es wurde der Einfluss einiger Betriebsparameter, wie z.B. : Stromdichte, Elektrolysendauer, Zugaben, der Abstand zwischen den Elektroden, pH, usw., auf den Reinigungswirkungsgrad analysiert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 29—32

DK : 621.744

Săbău, Teodora, Ştefănescu, Fl., Istrate, Gh. und *Rădoi, Gabriela* : **Gestaltung des Bildungsprozesses der mechanischen Haftungen**

Die Arbeit bezieht sich auf die Gestaltung des mechanischen Durchdringungsprozesses der Legierungen in den Giessformporen ; anhand einer eigenartigen Anlage. Es werden die experimentellen Ergebnisse dargestellt, die aufgrund der Erforschung des Einflusses,auf den Bildungsprozess der mechanischen Haftungen, einiger Parameter, wie z. B. die Temperatur, der metallostatische Druck, die Feinkörnigkeit des Bildungswerkstoffes, die Verweilzeit der flüssigen Legierung, erzielt worden sind.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 33—35

DK : 669.131.2 : 621.385.833

Szabo Tibari, Z. und *Pitigoi, Valentina* : **Eine, für die Erforschung der dreidimensionelen Mikrostruktur des legierten Weisseisens, mit Hilfe vom ausgelenkten Elektronenmikroskop, vorgesehende Tiefätzenmethode**

In der vorliegenden Arbeit wird eine Tiefätzenmethode für das legierte Weisseisen vorgestellt, zwecks der Erforschung der dreidimensionelen Morphologie der verschiedenen Arten von Karbiden.

Gleichfalls werden einige Ergebnisse die mit Hilfe dieser Methode erhalten worden sind, vorgegeben. Die obengenannte Methode beruht auf einer Ätzung ; die durch das Tauchen des Prüflings und desgleichen auf das Rühren des Reagensmittels, das sich in einer 5% Br-Äthylalkohollösung befindet, stattfindet.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 36—38

DK : 669.718 : 621.746

Pop, T. Gh. : **Der Mechanismus und die Kinetik der Oberflächenbeschichtung beim Giessen**

Aufgrund von experimentellen Forschungen und von einigen Rechnungen wurde festgelegt, dass der Massenaustausch, was die Oberflächenbeschichtung betrifft, durch das Giessen im flüssigen Zustand — anhand der thermischen Kapillarität, und im festen Zustand — durch die Oberflächenstreuung, stattfindet.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 39—41

SOMMAIRE

CD : 539.217 : 669.162.2

Hătărăscu, Ov., Dobrovici, D. et *Urseanu, A.* : **L'étude de la perméabilité aux gaz d'un haut fourneau, en fonction des paramètres d'insufflation et de la charge métallique**

A partir des données d'exploitation d'un haut fourneau du Combinat Sidérurgique Reşiţa pendant 6 mois,on souligne l'influence des paramètres technologiques d'insufflation (température et débit d'air, quantité de méthane insufflée) et de la charge métallique sur la perméabilité du haut fourneau. Les auteurs en présentent les conclusions.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 5—8

CD : 621.783

Oprescu, I., Gheorghiu, Fl. et *Georgescu, Marina* : **L'influence des gradients thermiques des chambres du four continu annulaire sur le régime de cuisson des produits charbonneaux**

A l'aide des mesures industrielles, les auteurs ont déterminé les gradients de température et de vitesse de chauffage dans les chambres du four continu annulaire et l'influence du régime de chauffage (préchauffage et maintien) sur ces facteurs.

Les auteurs présentent les critères et la méthodologie de détermination des régimes de cuisson des électrodes carboniques, compte tenu de l'influence des gradients de températures et de vitesse de chauffage sur les transformations physiques-chimiques qui ont lieu dans la masse des électrodes pendant le processus de cuisson.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 9—15

CD : 681.32 : 621.771

Macrea, D. et *Rădulescu, Al.* : **Intégration des systèmes informatiques dans la commande automatique des procédés de laminage**

L'article présente aspects principaux concernant l'automatisation complexe des laminoirs par ordinateurs de processus.

On analyse les problèmes concernant les configurations de système, les équipements de calculs et les traducteurs, lors de l'implémentation d'un système de commande à miniordinateurs de processus pour l'automatisation d'un laminoir policylindrique de bandes à froid.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 16—18

CD : 669.141.32 : 621.785.53

Mitelea, I. et *Cucuruz, C.* : **Effets comparatifs de la cémentation et de la nitruration ionique sur la résistance à la fatigue de l'acier 21TiMnCr12**

L'analyse comparative des courbes Wöhler de l'acier 21TiMnCr12 met en évidence l'augmentation de la limite de fatigue des pièces soumises à la nitruration ionique. L'explication de ces phénomènes est fondée sur une distribution plus favorable des tensions de compression de la couche superficielle nitrurée, qui favorise l'augmentation de la résistance à la fatigue et la diminution de la sensiblité à l'éffet d'entaille.

Metalurgia 39 (1987,) nr. 1, p. 19—23

CD : 621. 771

Dumitrescu, A. T. et *Roşu, I.* : **Un modèle d'élément fini de refroidissement libre d'une brame. Les résultats numériques obtenus à la détermination du champs thermique dans le demi-produit non deformé**

L'article présente les résultats numériques obtenus pour la validation du modèle d'éléments finis concernant l'évolution du champs thermique dans un demi-produit parallélipipède, chauffé dans un four à température uniforme T_H, pendant son transfer du four à la cage de laminoir. Afin de résoudre ce problème à la limite proposée, on a utilisé la méthode de discrétisation spaciale Bubnov-Galerkin et les éléments finis isoparamétriques à 9 noeuds.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 24—28

CD : 663.532 : 628.543.

Nicola, Maria, Badea, Teodora et *Brînzoi, V.* : **L épuration électrochimique des eaux résiduaires provenant des ateliers de galvanisation. Eaux impurifiées par ions PO_4^{3-} et CN^-**

Les auteurs présentent des études concernant l'épuration par oxydation anodique de certaines eaux résiduaires contenant des ions de PO_4^{3-} et CN^- sur les anodes de Fe, respectivement de graphite. On analyse l'influence de certains paramètres à savoir : la densité du courant, la période d'électrolyse, les additions, l'intervalle entre les électrodes, le *p*H etc., sur l'efficacité de l'épuration.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 29—32

CD : 621.744

Săbău, Teodora, Ştefănescu, Fl., Istrate, Gh. et *Rădoi, Gabriela* : **La modélation du processus de formation des ad hérences mécaniques das alliages**

L'article présente la modélation du processus de pénétration mécanique des alliages dans les pores du moule à l'aide d'une installation originale. Les auteurs présentent les résultats expérimentaux obtenus à partir de l'influence des paramétres suivants : température, pression métalostatique, granulation du moule, temps de maintien de l'alliage en état liquide, sur le processus de formation des adhérences mécaniques.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 33—35

CD : 669.131.2 : 621.385.833

Szabo, Tibari, Z. et *Piţigoi, Valentina* : **Méthode d'attaque profond pour l'étude de la microstructure tridimensionnelle des fontes blanches alliées, â l'aide du microscope électronique â balayage**

Les auteurs présentent une méthode d'attaque profond des fontes blanches alliées à même d'étudier la morphologie tridimensionelle de différents types de carbures.

On analyse les résultatst obtenus à l'aide de cette méthode d'attaque, par l'immersion de l'eprouvette et l'agitation du réactif composé d'une solution de 5% Br en alcool éthylique, en comparaison aux resultats obtenus par d'autres méthodes mentionnées dans la littérature de spécialité.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 36—38

CD : 669.718 : 621.746

Pop. T. Gh. : **Le mécanisme et la cinétique du processus de revêtement superficiel par coulée**

A partir des recherches expérimentales et des calculs effectués on a constaté que le transfert de masse pendant le revêtement superficiel par coulée se réalise en état liquide par thermocapillarité et en état solide par difussion superficielle.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 39—41

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 539.217:669.162.2

Хэтэрэску, О., Добровичь, Д. и *Урсеану, А.:* **Изучение газопроницаемости доменной печи в зависимости от параметров вдувания и от садки металла**

Имея как основу данные эксплуатации доменной печи М. К. Решица за 6 месяцев, работа выявляет влияние технологических параметров вдувания (температура и дебит воздуха, количество вдуваемого метана) и садки металла на проницаемость доменной печи и представляет выводы авторов.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 5—8

ДК: 621.783

Опреску, И., Георгиу, Ф. и *Джеорджеску, Мариана:* **Влияние температурных градиентов камер кольцевой непрерывной печи на режим спекания углеродистых изделий**

В работе определены промышленными измерениями температурный градиент и градиент скорости нагрева в камерах кольцевой непрерывной печи и влияние режима нагрева (подогрева и выдержки) на них.

Представлены критерии и методика определения режимов спекания угдеродных электродов с принятием во внимание влияния температурного градиента и градиента скорости на физико-химические превращения в массе электродов в процессе спекания.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 9—15

ДК: 681.32:621.771

Макреа, Д. и *Рэдулеску, А.:* **Интегрирование информационных систем в автоматизированное управление процессами прокатки**

Работа представляет основные аспекты по комплексной автоматизации вычислительными машинами для управления производственным процессом прокатных заводов.

Анализированы вопросы связанные с системными конфигурациями, аппаратурой вычислительных машин и датчиками при имплементации системы управления минивычислительными машинами производственным процессом для автоматизации многовалкового стана холодной прокатки лент.

Metalurgia 39 (1987,) nr. 1, p. 16—18

ДК: 669.141.32:621.785.53

Мителеа, И. и *Кукуруз, К.:* **Сравнительные эффекты цементации и ионнического азотирования на сопротивление усталости стали 21TiMnCr12**

Сравнительный анализ кривых Wöhler стали 21TiMnCr12 выявляет поышение предела усталости деталей ионнически азотированных. Объяснение этих явлений основывается на благоприятном распределении напряжений при сжатии из азотированного поверхностного слоя, способствующее повышению сопротивления усталости и уменьщению чувствительности к надрезу.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 19—23

ДК: 621.771

Думитреску, А. и *Рошу, И.:* **Модель конечного элемента свободного охлаждения сляба. Полученные числовые результаты**

Работа содержит полученные числовые результаты для утверждения модели готового элемента относительно эволюции термического поля в параллелепипедной заготовке, нагретой в печи при равномерной температуре T_H, при ее передвижении от печи до прокатной печи. Для числового решения вопроса в предложенном пределе обращались к методу пространственной дискретизации Бубнов-Галеркина и к изопараметрическим готовым элементам с 9 узлами.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 24—28

ДК: 663.632: 628.543

Никола, Мария, Бадеа, Теодора и Брынзой, В.: **Электрохимическая очистка сточных вод галванических цехов. Загрязненные воды ионами PO_4^{3-} и CN^-**

Работа представляет изучения по очистке анодным окислением сточных вод, содержащие ионы PO_4^{3-} и CN^- на анодах Fe и следовательно графита. Изучается влияние рабочих параметров: плотность тока, время электролиза, примеси, растояние между электродами, *p*H и т.д., на эффективность очистки.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 29—32

ДК: 621.744

Сэбэу, Теодора, Штефэнеску, Ф., Истрате, Г. и *Рэдой, Габриела:* **Моделирование процесса образования механических сцеплений**

Работа относится к моделированию процесса механического проникновения сплавов в поры литейной формы, используя оригинальную установку. Представлены полученные экспериментальные результаты изучая влияние параметров: температуры, металлостатического давления, зернистости формовочного материала, длительности выдержки сплава в жидком состоянии, на процесс образования механических сцеплений.

Metalurgia 39(1987), nr. 1, p. 33—35

ДК: 669.131.2: 621. 385.833

Сабо, Тибори. З. и *Пицигой, Валентина:* **Метод глубокого травления для изучения трехразмерной микроструктуры легированных белых чугунов с помощью растрового электронного микроскопа**

Представлен метод глубокого травления легированных белых чугунов для возможности изучения трехразмерной морфологии различных типов карбидов.

Обсуждены полученные результаы с помощью этого метода, состоящей из травления погружением пробы и перемешиванием реагента, составленным из раствора 5% Br в этиловом спирте, по сравнению с другими описанными в литературе методами.

Metalurgia 39 (1987), nr, 1, p. 36—38

ДК: 669.718: 621.746

Поп, Т. Гх: **Механизм и кинетика процесса поверхностного покрытия разливкой**

На основе экспериментальных исследований и расчетов установлено, что массообмен при поверхностном покрытии разливкой реализуется в жидком состоянии термокапиллярностью, а в твердом состоянии — граничной диффузией.

Metalurgia 39 (1987), nr. 1, p. 39—41

METALURGIA 1

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Dr. ing. Ov. Hătărăscu
ICEM
prof. ing. D. Dobrovici
Institutul politehnic—Bucureşti
şi dr. ing. A. Urseanu
C.S. Reşiţa

Studiul permeabilităţii la gaze a unui furnal în funcţie de parametrii de insuflare şi de încărcătura metalică

CZ : 539.217:669.162.2

Transferul de căldură şi de masă între gazele reducătoare şi încărcătura metalică depinde de uşurinţa cu care aceste gaze străbat coloana de materiale, fenomen cunoscut de specialişti sub denumirea de permeabilitate la gaze a furnalului. Cu cît permeabilitatea la gaze este mai bună, cu atît mai mult poate fi mărit debitul de gaze reducătoare din furnal. Avînd în vedere că producţia unui furnal este determinată în principal de cantitatea de gaz care trece prin încărcătură, în unitatea de timp şi în unitatea de secţiune a cuvei, rezultă că permeabilitatea la gaze constituie un indicator foarte important pentru creşterea productivităţii furnalului.

În mod frecvent, permeabilitatea la gaze a încărcăturii furnalului este indicată de pierderea de presiune ΔP a gazului în furnal, stabilită de obicei de diferenţa de presiune dintre presiunea aerului insuflat prin gurile de vînt şi presiunea gazului de furnal măsurată la gîtul furnalului. Pierderea de presiune ΔP variază în funcţie de caracteristicile încărcăturii şi de dimensiunile furnalului, aşa cum rezultă din următoarea ecuaţie:

$$\Delta P = \psi H \frac{W^2 \rho}{d_p} \cdot \frac{1-\varepsilon}{\varepsilon^2},$$ unde:

H este înălţimea stratului de încărcătură;
ρ — densitatea gazului;
W — viteza efectivă a gazului prin golurile dintre granule;
d_p — diametrul mediu al granulelor de materiale care intră în încărcătură;
ψ — coeficient de rezistenţă;
ε — indice de goluri.

Întrucît circulaţia gazelor prin încărcătura furnalului, uniformă şi fără deranjamente în coborîrea coloanei de materiale, presupune pierderi de presiune minime, rezultă că în zona superioară a furnalului sînt avantajoase încărcăturile din granule cît mai egale între ele, iar încărcarea este realizată în straturi, fiecare strat cuprinzînd granule de aceeaşi dimensiune.

Debitul de gaz care poate trece prin încărcătură în zona superioară şi care este proporţional cu intensitatea de funcţionare a furnalului este limitat de trecerea în strat fluidizat, adică de menţinerea în suspensie a granulelor, precum şi de antrenarea lor de către gazele care părăsesc încărcătura. La partea inferioară a furnalului, şi anume în zona etalajului, gazul poate fi împiedicat în circulaţia sa datorită fenomenelor de blocaj al materialelor în procesul de topire. Aceste două fenomene care pot avea loc independent sînt prezentate schematic în figura 1 şi ele apar atunci cînd gazul atinge o anumită viteză critică (W crit.). În cazul fluidizării

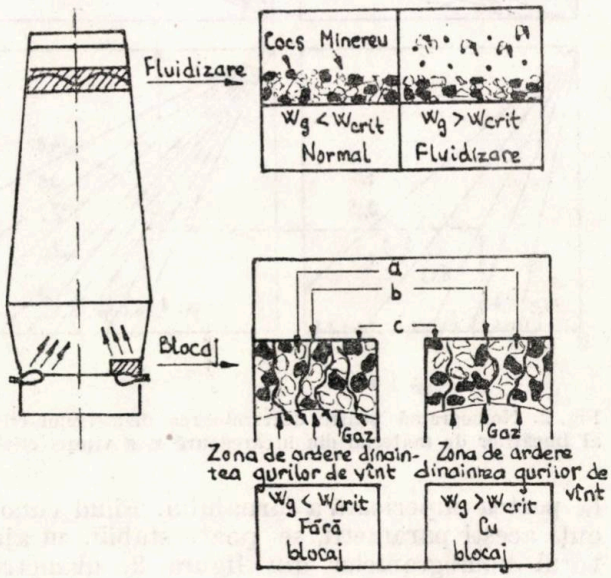


Fig. 1. Mecanismul formării blocajului şi a fluidizării materialelor în furnal: *a — minereu în curs de înmuiere şi topire; b — zgură şi metal lichid; c — cocs*

încărcăturii la partea superioară a furnalului, viteza critică este dependentă de dimensiunile și greutatea volumetrică a granulelor de materiale din încărcătură și de densitatea gazului.

În zona gurilor de vînt viteza critică a gazului este determinată de cantitatea de zgură ($kg/m^2 \cdot h$) și viscozitatea acesteia.

La o funcționare normală a furnalului, viteza gazului (W_g) trebuie să fie mai mică decît viteza critică.

În funcție de viteza de scurgere a gazului (W), de presiunea (P) și temperatura (t) acestuia, de indicele de goluri (ε) și masa volumetrică a bucăților de material (ρ) se determină valoarea diametrului granulelor din încărcătură (d critic) de la care începe fenomenul de fluidizare

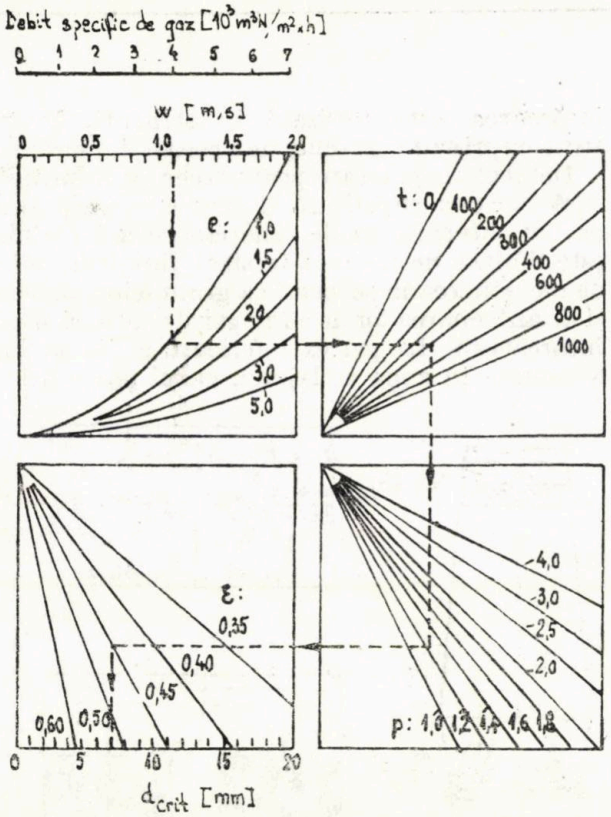


Fig. 2. Nomogramă pentru determinarea diametrului critic al bucăților de material din încărcătură și a vitezei critice

la partea superioară a furnalului. Fiind cunoscuți acești parametri, se poate stabili, cu ajutorul nomogramelor din figura 2, diametrul critic al granulelor de material din încărcătură și invers, pentru o anumită valoare a diametrului granulei, valoarea vitezei critice (W critic) a gazului.

Bogdandy și colaboratorii au stabilit o relație grafică între producția specifică limită de fontă în funcție de presiunea gazelor la gîtul furnalului și dimensiunea bucăților de material.

O viziune cu totul nouă asupra permeabilității încărcăturii furnalului la trecerea unui volum sporit de gaze s-a obținut după studierea comportării zonelor de înmuiere și topire din furnal, cunoscute sub denumirea de zone coezive. Zonele coezive prezintă straturi alternative permeabile la cocs cu straturi dense de material înmuiat, motiv pentru care ele conțin foarte puține goluri. Ca urmare, gazul nu poate trece și circulația lui are loc numai prin straturi alternative de cocs. Pentru aceasta, gazul trebuie să fie întors din direcția verticală și dirijat în direcția orizontală pentru a trece prin așa-numitele „ferestre" de cocs. În cadrul reprezentării generale a anumitor zone din furnal, zona coezivă este prezentată în figura 3.

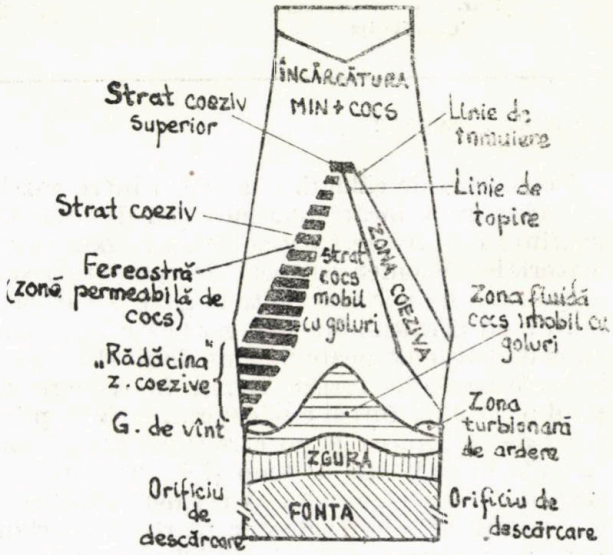


Fig. 3. Modelul zonelor din furnal

Dar și profilul zonelor coezive prezintă o anumită importanță în ceea ce privește permeabilitatea la gaze. Cercetătorii au stabilit pînă în prezent patru tipuri de zone coezive prezentate în figura 4. Tipul 1 se prezintă sub formă de V răsturnat și conține numeroase ferestre de cocs care asigură o bună permeabilitate. La fel de bună permeabilitate prezintă și tipul 2. Zona coezivă de tipul 3 are o formă plană și este caracteristică unei permeabilități reduse care provoacă agățări și căderea coloanei de materiale. Tipul 4 are o permeabilitate ceva mai bună decît tipul 3, deși circulația gazelor în zona inferioară nu se face în mod corespunzător.

Avînd în vedere importanța pe care o prezintă permeabilitatea la gaze pentru funcționarea furnalelor, în anul 1985 s-a început o analiză, pe bază de date statistice, pe o perioadă de 6 luni, a influenței pe care o pot avea o serie de factori ca : parametrii de insuflare, încărcătura metalică și cocsul asupra variației permeabilității unui furnal de la C. S. Reșița. Acest furnal, după modernizare, are un volum util de 714 m^3, diametrul creuzetului de 6,2 m și o înălțime utilă de 23,65 m. Este prevăzut

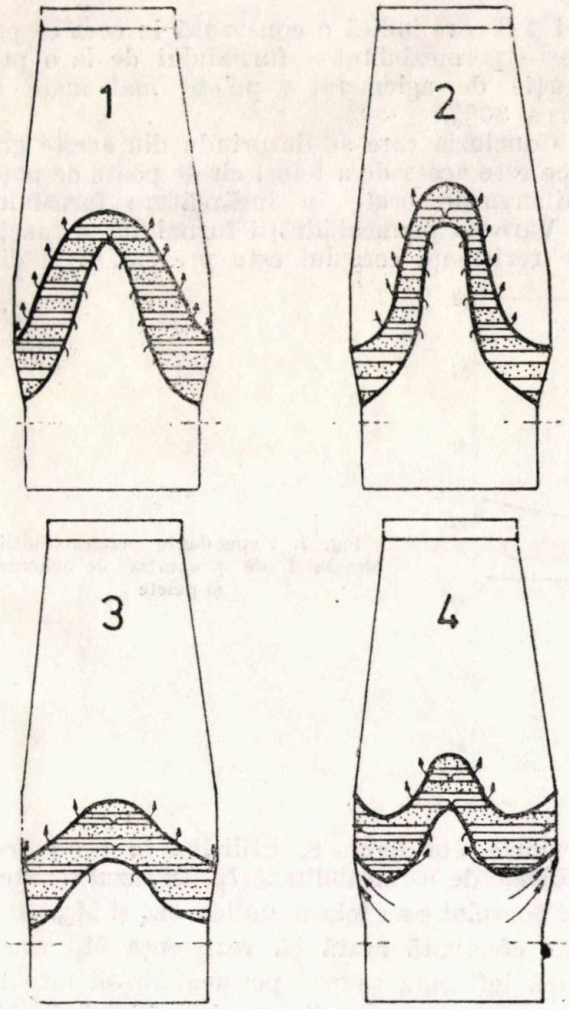


Fig. 4. Reprezentarea schematică a celor patru tipuri de zone coezive

cu 17 guri de vînt, un orificiu de evacuare a fontei şi două orificii de evacuare a zgurei. Preîncălzirea aerului insuflat se realizează cu ajutorul a trei caupere clasice care ar trebui să asigure o temperatură pînă la 1 300°C, caupere dotate cu arzătoare ceramice.

Variaţia permeabilităţii furnalului a fost studiată în funcţie de pierderea de presiune a gazelor în furnal, ΔP, şi de un indice de permeabilitate I_p rezultat din raportul:

$$I_p = \sqrt{\frac{\text{Debit de aer}}{P^2_{res.aer} - P^2_{res.gaz}}},$$

indice care începe să devină tot mai des folosit de specialişti din R.F.G., Italia şi alte ţări.

Dintre factorii analizaţi în cadrul cercetărilor efectuate se va menţiona: influenţa temperaturii şi a debitului de aer, a raportului aer/CH_4, a proporţiei de aglomerat+pelete din încărcătură şi a rezistenţei cocsului asupra permeabilităţii furnalului.

În figura 5 este prezentată influenţa temperaturii şi a debitului de aer insuflat asupra permeabilităţii. Din această figură rezultă cu claritate că odată cu creşterea temperaturii aerului se micşorează permeabilitatea la gaze, fenomen a cărui cauză este binecunoscută;

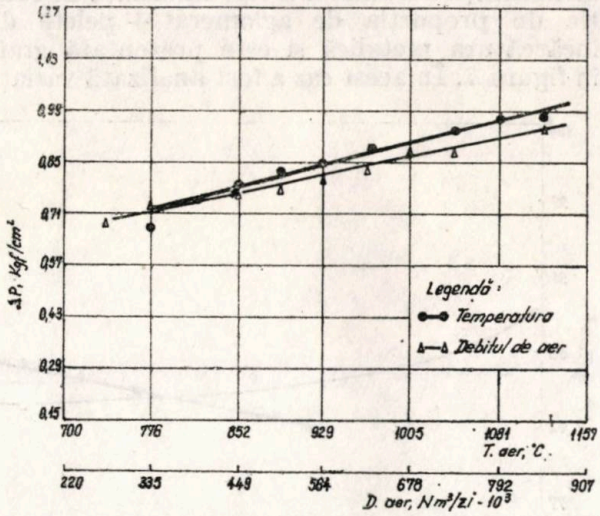


Fig. 5. Variaţia permeabilităţii furnalului în funcţie de temperatură şi debitul aerului insuflat

el se datorează faptului că temperatura de ardere din faţa gurilor de vînt nu a fost reglată corect prin adaosul de gaz metan. În cazul creşterii debitului de aer se măreşte cantitatea de gaze ce trece prin secţiunea furnalului, fapt care determină scăderea permeabilităţii la gaze. De aici şi concluzia care a mai fost expusă anterior: pentru a putea creşte debitul de aer insuflat, fără a produce perturbaţii în funcţionarea furnalului, este necesar să se utilizeze o încărcătură cît mai bine pregătită şi cît mai omogenă din punct de vedere al dimensiunii granulelor.

Insuflarea de gaz metan prin gurile de vînt ale furnalului măreşte cantitatea de gaze care străbate coloane de materiale şi deci micşorează

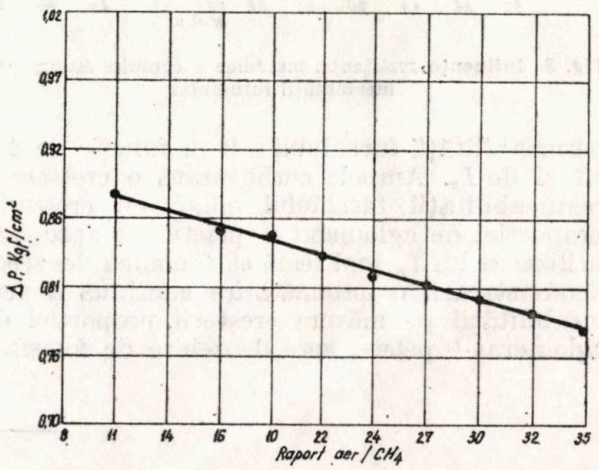


Fig. 6. Influenţa raportului aer/CH_4 asupra permeabilităţii furnalului

permeabilitatea furnalului. Acest fenomen se poate deduce din figura 6 de unde rezultă că, prin creşterea raportului aer/CH_4, permeabilitatea furnalului se îmbunătăţeşte simţitor.

Influenţa încărcăturii metalice asupra permeabilităţii furnalului a fost analizată în funcţie de proporţia de aglomerat + pelete din încărcătura metalică şi este prezentată grafic în figura 7. În acest caz a fost analizată variaţia lui ΔP care indică o constantă în ceea ce priveşte permeabilitatea furnalului de la o proporţie de aglomerat + pelete mai mare de circa 80%.

Concluzia care se desprinde din aceste grafice este aceea de a folosi cît se poate de puţin minereurile brute în încărcătura furnalului.

Variaţia permeabilităţii furnalului în funcţie de rezistenţa cocsului este prezentată în diagramele din figura 8, utilizînd în acest scop indicele de permeabilitate I_p. În cazul rezistenţei cocsului s-au folosit indicii M_{25} şi M_{10}. Analiza efectuată arată că rezistenţa M_{25} are o mică influenţă asupra permeabilităţii furnalului comparativ cu indicatorul de friabilitate M_{10} care pe măsură ce creşte duce la înrăutăţirea permeabilităţii la gaze a coloanei de materiale din furnal. Ca urmare, din punctul de vedere al influenţei rezistenţei cocsului asupra permeabilităţii furnalului indicatorul M_{10} este cel mai important.

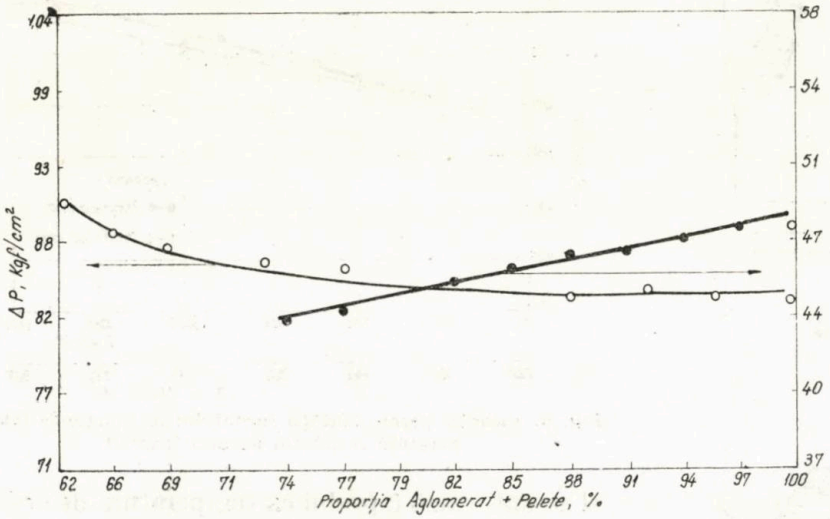


Fig. 7. Dependenţa permeabilităţii furnalului de proporţia de aglomerat şi pelete

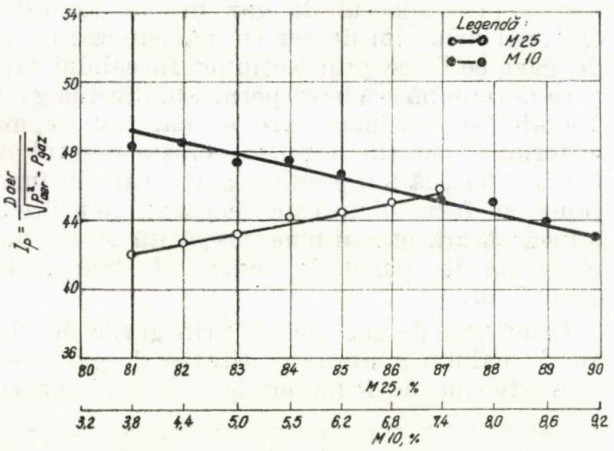


Fig. 8. Influenţa rezistenţei mecanice a cocsului asupra permeabilităţii furnalului

permeabilităţii furnalului atît în funcţie de ΔP cît şi de I_p. Ambele curbe arată o creştere a permeabilităţii furnalului odată cu creşterea proporţiei de aglomerat + pelete. Se apreciază utilizarea lui I_p mai reală ca fenomen deoarece demonstrează o îmbunătăţire continuă a permeabilităţii pe măsura creşterii proporţiei de aglomerat+ pelete, spre deosebire de folosirea

BIBLIOGRAFIE

[1] Jeschar, R. În: Archiv für das Eisehüttenwesen, R.F.G., nr. 2, 1964.

[2] Polthier, K. In: CIT, Franţa, nr. 7—8/1970.

[3] Hoshide, Y, Takagi, S., Yunomura, A. În: Stahl und Eisen, R.F.G., 25—26/1980.

[4] Gudenau, H. W. ş.a. În: Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 22/1979.

[5] Bogdandy, L. Lange, G. şi Heinrich, P. În: CIT, Franţa, nr. 2/1969.

Prof. dr. ing. I. Opreseu,
dr. ing. Fl. Gheorghiu
şi ing. Marina Georgescu
Institutul politehnic — Bucureşti

Influenţa gradienţilor termici din camerele cuptorului continuu inelar asupra regimului de coacere a produselor carbonice

CZ : 621.783

Calitatea produselor carbonice coapte în cuptoare continue inelare depinde în mod hotărîtor de desfăşurarea cît mai completă şi uniformă în masa acestora a proceselor fizico-chimice de bază [1], [2], [3] care au loc la încălzire, precum şi de apariţia în produse a unor tensiuni termice, generatoare de defecte de structură cît mai reduse atît la încălzire, cît şi la răcire.

Cîmpul termic din camerele cuptorului este caracterizat prin gradienţi de temperatură şi de viteză de încălzire (răcire) în şi între produse care pot determina desfăşurarea neuniformă şi, uneori, chiar incompletă a proceselor la încălzire şi care au ca efecte secundare lungirea ciclului de coacere şi a perioadei de degazare. Pe de altă parte, conducerea instalaţiei efectuîndu-se după temperaturile măsurate sub bolţile camerelor din zona activă [3], [4], gradienţii de temperatură şi de viteză de încălzire boltă-produs sînt determinanţi în stabilirea unui regim de coacere corect.

Pe baza acestor premise, lucrarea are drept scop determinarea gradienţilor de temperatură şi de viteză de încălzire în camerele cuptorului continuu inelar şi a influenţei regimului de încălzire (preîncălzire şi menţinere) asupra acestora. De asemenea, lucrarea îşi propune stabilirea unor regimuri de coacere cu luarea în considerare a influenţei gradienţilor de temperatură şi de viteză de încălzire asupra transformărilor fizico-chimice care au loc în produse în timpul procesului de coacere.

Experimentări efectuate

Măsurarea gradienţilor termici s-a efectuat într-o serie de încercări, de-a lungul mai multor cicluri de coacere, variindu-se poziţia zonei active în ansamblul camerelor cuptorului şi numărul de camere al acestuia, deci viteza de încălzire. Temperaturile s-au măsurat cu termocupluri cromel-alumel legate la potenţiometre compensatoare automate cu 12 puncte de înregistrare, plasate într-o cameră, urmărindu-se evoluţia temperaturilor de-a lungul întregului ciclu de coacere (300—500 h la diverse încercări). De asemenea, s-au luat în considerare rezultatele unor măsurători efectuate de colectivul de la I.P.C.-Slatina.

Sintetizînd măsurătorile efectuate, rezultă amplasarea termocuplurilor în camera „experimentală" din figura 1; ele permit măsurarea gradienţilor de temperatură şi de viteză de încălzire în materialul de împachetare pe trei axe de coordonate ale camerei (direcţie verticală, transversală şi longitudinală) şi între materialul de împachetare şi boltă (gaze), conform schemei din figura 2.

Condiţiile de viteză de încălzire în care s-au efectuat încercările se pot sintetiza conform tabelului 1 în trei regimuri: *a* — viteză mică;

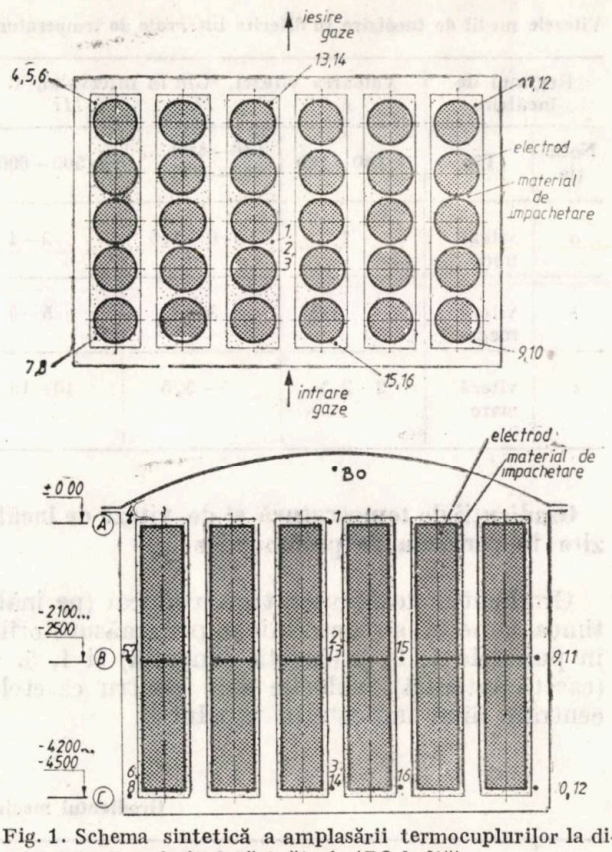


Fig. 1. Schema sintetică a amplasării termocuplurilor la diferite măsurători (*BO*-boltă)

b — viteză medie; *c* — viteză mare. Intervalele semnificative de temperatură s-au stabilit după curbele de analiză termodiferenţială [4] şi s-au notat cu: *I* — sub 140—160°C; *II* — 140—160...500—600°C; *III* — peste 500—600°C.

Valorile temperaturilor indicate în acest tabel trebuie considerate ca valori medii în produs, iar valorile vitezelor de încălzire sînt mediile valorilor măsurate în materialul de împachetare.

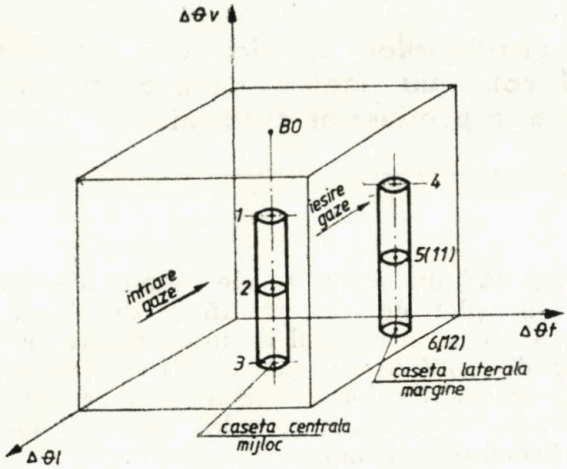


Fig. 2. Schema gradienţilor de temperatură

Tabelul 1

Vitezele medii de încălzire în diferite intervale de temperatură

Regimul de încălzire		Valoarea vitezei, °C/h în intervalul, °C		
		I	*II*	*III*
Notaţia	Tip	<140—160	140—160.... 500—600	>500—600
a	viteză mică	1	1,0—1,5	2—4
b	viteză medie	1,5	3—4	5—6
c	viteză mare	2—2,5	5—5,5	10—13

Gradienţii de temperatură şi de viteză de încălzire în perioada de preîncălzire

Gradientul de temperatură vertical (pe înălţimea camerei) s-a determinat prin măsurătorile în punctele 1, 2, 3 (casetă centrală) şi 4, 5, 6 (casetă laterală), valorile sale pentru casetele centrale fiind indicate în tabelul 2.

Se remarcă faptul că gradientul creşte continuu pînă la începutul palierului la boltă (perioada de egalizare), pînă la valori de peste 200°C pe înălţimea camerei (regimul *c*). El se stabileşte în principal în partea superioară a camerei ($\Delta\theta_{v1-2}$), avînd valori mult mai reduse în zona inferioară a camerei ($\Delta\theta_{v2-3}$).

Influenţa vitezei de încălzire este sensibilă, în special la valori foarte mici ale acesteia (regimul *a*), la care valorile gradientului scad considerabil.

În casetele laterale, valorile gradientului vertical sînt apropiate, cu diferenţe nesemnificative faţă de cele centrale.

Gradientul mediu de viteză de încălzire, corespunzător celui de temperatură, este de maximum 1,0—1,5°C/h în toate intervalele, din care sub 0,5°C/h în partea inferioară a camerei. La o încălzire rapidă în intervalul II, datorită unei conduceri defectuoase a cuptorului în intervalul de degazare, cresc şi vitezele de încălzire în împachetare (şi în produs), iar gradientul creşte la valori de pînă la 2,0—2,5°C/h, accentuîndu-se neuniformitatea cîmpului termic pe înălţimea camerei.

Gradientul de temperatură transversal s-a determinat prin măsurătorile în punctele 4, 5, 6 —13, 14—11, 12 şi 7, 8—15, 16—9, 10, în condiţii de echirepartiţie a debitului de combustibil între arzătoarele rampei (tab. 3).

Se constată apariţia unui gradient de temperatură transversal care se stabileşte între centrul camerei şi extremităţile acesteia* cu valori mai mari în partea inferioară a camerei (secţiunile *B* şi *C*), pentru regimurile *b* şi *c*. La viteze de încălzire mici (regimul *a*), gradienţii se stabilesc în zona temperaturilor joase şi înalte între puncte extreme (5—11, 7—9 la temperaturi pînă la cca 300°C, 5—12, 7—10 după cca 600°C), iar în zona temperaturilor medii între centrul şi extremitatea camerei

* În funcţie de poziţia camerei, mai mare faţă de extremitatea exterioară (rece) şi mai mic faţă de cea interioară (caldă).

Tabelul 2

Gradientul mediu de temperatură vertical

Regimul de încălzire	Valorile gradientului la sfîrşitul intervalului de temperatură, °C								
	I(140—160)			*II*(500—600)			*III*(palier)		
	$\Delta\theta_v$, °C			$\Delta\theta_v$, °C			$\Delta\theta_v$, °C		
	1—2*	2—3	1—3	1—2	2—3	1—3	1—2	2—3	1—3
a	5—15	5—15	10—30	25—35	15—25	40—60	30—50	20—30	50—80
b	5—15	5—15	10—30	100—125	25—35	125—160	100—140	30—50	130—190
c	15—25	15—25	30—50	140—155	40—60	180—215	160—190	30—50	190—240

* Cifrele indică poziţiile termocuplurilor din figura 1.

Tabelul 3

Gradientul mediu de temperatură transversal

Regimul de încălzire	Valorile gradientului la sfîrşitul intervalului de temperatură, °C								
	I(140—160)			*II*(500—600)			*III*(palier)		
	$\Delta\theta_t$, °C în secţiunea			$\Delta\theta_t$, °C în secţiunea			$\Delta\theta_t$, °C în secţiunea		
	*A**	*B*	*C*	*A*	*B*	*C*	*A*	*B*	*C*
a	30—40	30—40	30—40	40—70	40—70	40—70	10—20	10—20	10—20
b	10—20	10—20	10—20	50—70	50—70	50—70	30—50	70—90	70—90
c	80—90	80—90	80—90	20—30	80—120	80—120	30—40	90—100	90—100

* Secţiunile sînt cele indicate în figura 1.

(2—5, 2—7 în intervalul 300—450°C, 2—6, 2—8 în intervalul 450—600°C).

La viteze de încălzire medii şi mari (regimurile *b* şi *c*) cîmpul termic transversal nu se uniformizează, valorile gradienţilor crescînd continuu pînă la temperatura de egalizare, în timp ce vitezele de încălzire mici (regimul *a*) permit uniformizarea practică a acestui cîmp chiar în perioada de preîncălzire.

Gradientul de viteză de încălzire, corespunzător celui de temperatură, este în medie sub 0,5—1,0°C/h.

În ceea ce priveşte gradientul longitudinal, acesta există în sensul de circulaţie a gazelor calde prin cameră (punctele 7—5, 8—6, 15—13, 16—14, 9—11, 10—12), însă valorile sale sînt neglijabile şi nesemnificative (sub 10 — 20°C la orice regim de încălzire).

Gradientul maximum maximorum în camera cuptorului $\Delta\theta_{max.max}$ măsoară diferenţa maximă de temperatură între punctul cel mai cald 1 (partea superioară a casetelor centrale, la mijloc) şi punctul cel mai rece 6 sau 12 (partea inferioară a casetelor laterale, la margine) (fig. 2). El are valorile din tabelul 4, crescătoare cu temperatura şi puternic influenţate de viteza de încălzire, ilustrînd neuniformitatea maximă a cîmpului termic în cameră.

Gradientul vertical, care poate apărea în unul şi acelaşi produs, are o importanţă tehnologică deosebită, deoarece poate duce la neuniformitatea decurgerii şi desăvîrşirii transformărilor fizico-chimice în masa produsului. Gradientul transversal şi, în special, cel maximum maximorum în camera cuptorului, între produse diferite, are importanţă pentru asigurarea în punctele de minim de temperatură a valorii tehnologice necesare acesteia şi a vitezei de încălzire, în special în intervalul de la 350 la 550°C [4].

Ţinînd seamă de faptul că instalaţia se conduce după valorile temperaturii măsurate sub bolţile camerelor, gradienţii de temperatură şi de viteză de încălzire faţă de boltă (gaze) sînt determinanţi în conducerea procesului.

Aceşti gradienţi se determină între punctul *BO* şi un punct oarecare în împachetare; oricare ar fi acesta, se observă existenţa unor gradienţi mari de temperatură faţă de boltă (gaze). Importanţa practică pentru conducerea procesului de coacere prezintă gradientul maxim faţă de boltă $\Delta\theta_{BO\text{-}li}$ care se stabileşte între punctul de măsurare sub boltă *B O* şi punctul cel mai rece al camerei 6 sau 12 (partea inferioară a casetelor laterale, la margine) (fig. 2). El are valorile din tabelul 5, crescătoare cu temperatura şi viteza de încălzire. Acest gradient este de o importanţă hotărîtoare în stabilirea regimului de coacere, în vederea asigurării temperaturilor tehnologice în punctele de temperatură minimă (6, 12) ale camerelor cuptorului.

Tabelul 4

Gradientul de temperatură maximum maximorum în camera cuptorului

Regimul de încălzire	$\Delta\theta_{max.max}$, °C la sfîrşitul intervalului de temperatură, °C		
	I(140—160)	*II*(500—600)	*III*(palier)
a	35—60	70—125	60—100
b	40—60	190—240	200—280
c	110—150	280—330	260—340

Tabelul 5

Gradientul maxim de temperatură faţă de boltă (gaze)

Regimul de încălzire	$\Delta\theta_{BO\text{-}li}$, °C la sfîrşitul intervalului de temperatură, °C		
	I(140—160)	*II*(500—600)	*III*(palier)
a	80—110	115—140	115—170
b	115—145	275—360	330—440
c	185—205	340—420	390—500

Gradientul maxim de viteză de încălzire corespunzător, între boltă și partea inferioară a casetelor laterale, este de 2—2,5°C/h pentru regimul *a* și de 3,5—4,0°C/h pentru regimurile *b* și *c*.

Aceste valori medii, uzuale, pot crește accidental sau în anumite condiții. De exemplu, la viteze foarte mari de încălzire (>13—15°C/h la boltă), la temperaturi peste 600—700°C, gradientul de viteză pe verticală *BO*—3 poate atinge valori maxime de 4—5°C/h, ceea ce duce la creșterea sensibilă a gradientului maxim.

Trebuie remarcat și faptul că, în condițiile unei degazări rapide, viteza de încălzire în punctul de măsurare 1 poate să egaleze sau chiar să depășească viteza de încălzire măsurată sub boltă (gradient $\Delta v_{BO-1} \leqslant 0$). Ca urmare, trebuie reținut faptul că, în intervalul temperaturilor medii, nu se poate realiza o încălzire lentă în împachetare (produs), în condițiile unei viteze de încălzire mari la boltă.

Vitezele de încălzire în perioada de egalizare. Temperatura și durata de egalizare

Palierul de temperatură al diagramei de coacere are drept scop principal egalizarea temperaturilor din produse, prin anularea teoretică a gradienților pe verticală, și anume la o valoare a temperaturii în punctul cel mai rece al camerei (partea inferioară a casetelor laterale, la margine) de cel puțin 800—850°C. Practic, admițînd un gradient maxim pe verticală la sfîrșitul egalizării de 60—70°C, în figura 3 se prezintă calitativ un palier la boltă corect, suficient de lung pentru a se realiza egalizarea temperaturilor de încălzire în caseta laterală la minimum 800—850°C (*a*) și un palier incorect, a cărui durată insuficientă nu permite această egalizare (*b*).

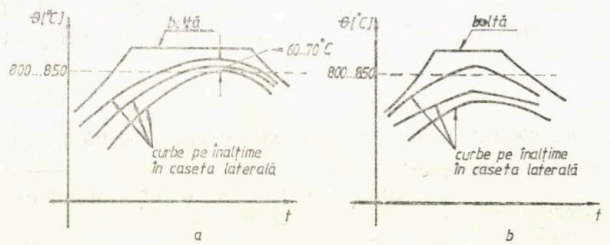


Fig. 3. Palier de temperatură corect (*a*) și incorect (*b*)

Valorile temperaturilor și ale duratei palierului sînt determinate de valorile gradienților de temperatură la sfîrșitul perioadei de preîncălzire; cu cît acestea sînt mai mari, cu atît este necesară o temperatură de palier mai mare pentru a se atinge în punctul cel mai rece 800—850°C, la o durată de egalizare mai redusă. La acestea se adaugă condiția ca, în zona cea mai rece a camerei, degazarea să se termine înainte de începerea egalizării.

În tabelul 6 se prezintă valorile medii ale temperaturilor în caseta laterală cea mai rece la începutul egalizării. Din acest tabel, în ceea ce privește valoarea temperaturii palierului (la boltă) rezultă că, pentru regimul de încălzire *a*, palierul la 950°C asigură terminarea degazării în zona cea mai rece a camerei, foarte probabil pe poziția P_2 și eventual parțial pe poziția P_1 [4].

Tabelul 6

Valori medii ale temperaturilor în caseta laterală cea mai rece la începutul egalizării, la diverse valori ale temperaturii de palier la boltă (gaze) θ_p, °C

Secțiunea în cameră	Regimul de încălzire								
	a			*b*			*c*		
	θ_p= 950	θ_p= 900	θ_p= 850	θ_p= 1050	θ_p= 1000	θ_p= 950	θ_p= 1050	θ_p= 1000	θ_p= 950
A	880	830	780	850	800	750	860	810	760
B	840	790	740	710	660	610	670	620	570
C	810	760	710	670	620	570	630	580	530

La limită, este suficient și un palier la 900°C și chiar la 850°C, însă în acest caz degazarea se deplasează corespunzător spre camera P_1. Aceleași concluzii se pot trage pentru regimurile *b* și *c*, pentru care cu cît temperatura palierului este mai mică, cu atît degazarea are loc preponderent în camera P_1. Punînd condiția ca degazarea în toată masa produselor din cameră să se termine preponderent pe poziția P_2, rezultă temperaturile minime necesare pe palier de 900—950 °C pentru regimul *a*, 1 000—1 050 °C pentrul regimul *b* și 1 050—1 100 °C pentru regimul *c*, care sînt practicate în prezent. La viteze mai mari de preîncălzire, care determină gradienți de temperatură mai mari la începutul egalizării, temperatura minimă a palierului poate ajunge la 1 150—1 250 °C.

Vitezele medii de creștere a temperaturii în produse în perioada de egalizare au următoarele valori experimentale: în secțiunea superioară A, cca 0,6 °C/h la regimul *a* și cca 2 °C/h la regimurile *b* și *c*, iar în secțiunile B și C, cca 0,8 la regimul *a* și cca 2,5°C/h la regimurile *b* și *c*.

Punînd condiția de temperatură minimă $\theta_c =$ = 850°C și condiția de egalizare $\Delta\theta_{A-C} \leqslant 60$—70°C, pe baza gradienților inițiali din tabelul 1 se calculează duratele palierului din tabelul 7. Se remarcă necesitatea unor paliere de durate relativ lungi, în orice caz mai lungi decît cele utilizate în experimentările efectuate, care nu au dus la o egalizare corectă a temperaturii în masa produselor (de exemplu, pentru regimurile *b* și *c*, o egalizare de 40—42 h a dus la un gradient de temperatură final de 130—210°C).

Gradienții de temperatură și de viteză în perioada de răcire a produselor

Răcirea produselor se efectuează în două etape: în camere acoperite prin care se aspiră

Tabelul 7

Durata medie necesară a palierului, h

Secțiunea în cameră	Regimul de încălzire								
	a			*b*			*c*		
	$\theta_p=$ 950	$\theta_p=$ 900	$\theta_p=$ *) 850	$\theta_p=$ 1050	$\theta_p=$ 1000	$\theta_p=$ 950	$\theta_p=$ 1050	$\theta_p=$ 1000	$\theta_p=$ 950
A	50	116	116	35	60	85	30	55	80
B	50	113	100	72	92	112	88	108	128
C	50	113	100	72	92	112	88	108	128

*) Condiția de temperatură minimă $\theta_c = 780$°C.

și se preîncălzește aerul necesar arderii combustibilului și, în final, în camere descoperite, pînă la temperatura ambiantă. Variabilele tehnologice importante ale răcirii sînt gradienții de temperatură inițiali în masa produselor (la sfîrșitul egalizării) și viteza de răcire; valorile acestora condiționează valorile gradienților corespunzători în masa produselor în timpul răcirii, care pot produce tensiuni termice generatoare, peste o anumită limită, de defecte de structură. Condiția de bază a apariției unor tensiuni termice cît mai mici o constituie evident existența unui gradient de temperatură vertical cît mai mic în masa produselor, ca urmare a unei egalizări corecte a temperaturilor și a unei viteze de răcire cît mai mici.

O apreciere cantitativă a gradienților în timpul răcirii este dificilă, deoarece nu s-au efectuat experimentări în acest sens. Se pot totuși preciza următoarele:

— partea superioară a camerei tinde să se răcească mai repede decît zonele mijlocie și inferioară, care se răcesc mai lent, fenomen cu atît mai pronunțat cu cît viteza de răcire (la boltă) este mai mare;

— o viteză de răcire mică se realizează în condițiile unei depresiuni reduse (număr de camere în preîncălzire relativ mic) și unui număr de camere în răcire dirijată (acoperite) cît mai mare;

— cu cît regimul gazodinamic al cuptorului este mai instabil, cu dese variații în valoarea depresiunii, cu atît intervin mai multe perturbații asupra vitezei de răcire care, oricum, are o variație aleatorie.

Stabilirea regimului (diagramei) de coacere

Din cele prezentate mai sus, rezultă că o diagramă de coacere corectă trebuie să îndeplinească cel puțin următoarele condiții:

— asigurarea în intervalul „critic" de la 350 la 550°C a regimului de încălzire impus (în vederea decurgerii cu randamente cît mai mari a proceselor fizico-chimice din acest interval) în toate punctele camerei cuptorului, ținînd seamă de gradientul de temperatură maximum maximorum $\Delta\theta_{max.max.}$ și de gradientul maxim față de boltă $\Delta\theta_{BO-li}$;

— asigurarea caracteristicilor palierului la boltă (temperatură, durată) care duc la o egalizare corectă;

— realizarea unei răciri cît mai lente a produselor.

La baza stabilirii diagramei de coacere stau:

— valoarea vitezei de încălzire v_{CR} care trebuie respectată în intervalul „critic" de la 350 la 550°C atît în produsele din casetele centrale ($v_{cs} \leqslant v_{CR}$), cît și în produsele din casetele laterale ($v_{li} \leqslant v_{CR}$);

— gradientul de temperatură maximum maximorum $\Delta\theta_{max.max.}$ la sfîrșitul intervalului „critic" și la sfîrșitul perioadei de preîncălzire;

— gradientul maxim de temperatură față de boltă $\Delta\theta_{BO-li}$ de asemenea la sfîrșitul intervalului „critic" și la sfîrșitul perioadei de preîncălzire;

— caracteristicile palierului (temperatură, durată);

— gradienții de viteze de încălzire.

Principiul de stabilire a diagramei este ilustrat în figura 4:

— se trasează dreapta OA cu panta corespunzătoare vitezei de încălzire $v_{cs} \leqslant v_{CR}$ pentru

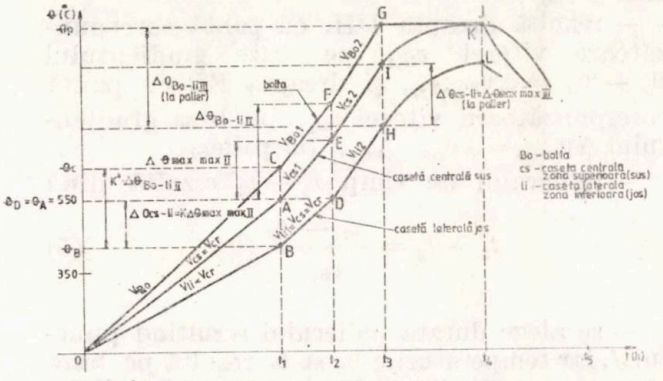


Fig. 4. Principiul de stabilire a diagramei de coacere

caseta centrală (partea superioară, la mijloc), de valoare corespunzătoare tehnologică în intervalul de la 350 la 550°C (pentru intervalul de la 0 la 350°C se poate adopta o viteză mai mare, ceea ce duce însă la creșterea gradienților de temperatură);

— se trasează dreapta OB pentru caseta laterală (partea inferioară, la margine), valoarea θ_B fiind determinată de gradientul de temperatură $\theta_A - \theta_B = \Delta\theta_{cs-li} = K \cdot \Delta\theta_{max.max._{II}}$; coeficientul K se determină cu aproximație, considerînd variația temperaturilor liniară:

$$K = \frac{550}{550 + \Delta\theta_{max.max._{II}}} \qquad (1)$$

— se trasează dreapta OC pentru boltă (gaze), valoarea θ_C fiind determinată de gradientul de temperatură $\theta_C - \theta_B = K' \cdot \Delta\theta_{BO-li_{II}}$; coeficientul K' se determină similar cu cel precedent:

$$K' = \frac{550}{550 + \Delta\theta_{BO-li_{II}}} \qquad (2)$$

— timpul t_1 rezultă din :

$$t_1 = \frac{\theta_A}{v_{cs}} = \frac{550}{v_{cs}} \text{ [h]} \qquad (3)$$

— se trasează dreapta BD ($\theta_D = \theta_A = 550°C$) cu panta corespunzătoare vitezei de încălzire $v_{li_1} = v_{cs} \leqslant v_{CR}$, pentru a se asigura încălzirea produselor din partea inferioară a casetelor laterale cu viteza impusă (v_{CR}) în intervalul de la 350 la 550°C ;

— rezultă dreapta AE, cu panta corespunzătoare vitezei v_{cs_1}, pe baza gradientului $\theta_E - \theta_D = \Delta\theta_{max.max._{II}}$ și dreapta CF, cu panta corespunzătoare vitezei v_{BO_1}, pe baza gradientului $\theta_F - \theta_D = \Delta\theta_{BO-li_{II}}$;

— intervalul de timp $t_2 - t_1$ rezultă din :

$$t_2 - t_1 = \frac{\theta_D - \theta_B}{v_{cs}} = \frac{550 - \theta_B}{v_{cs}} \text{ [h]} \qquad (4)$$

— se alege temperatura palierului la boltă $\theta_p = \theta_G$ și se trasează dreapta FG la viteza aleasă v_{BO_2} ;

— rezultă dreapta DH, cu pantă corespunzătoare vitezei v_{li_2}, pe baza gradientului $\theta_G - \theta_H = \Delta\theta_{BO-li_{III}}$ și dreapta EI, cu pantă corespunzătoare vitezei v_{cs_2}, pe baza gradientului $\Delta\theta_{cs-li} = \Delta\theta_{max.max._{III}}$ (la palier) ;

— intervalul de timp $t_3 - t_2$ rezultă din :

$$t_3 - t_2 = \frac{\theta_G - \theta_F}{v_{BO_2}} \text{ [h]} \qquad (5)$$

— se alege durata palierului rezultînd punctul J, iar temperaturile θ_K și θ_L rezultă pe baza vitezelor medii de creștere a temperaturii în perioada de egalizare ($\theta_L = 850°C$) ; intervalul de timp $t_4 - t_3$ este evident durata aleasă a palierului de egalizare ;

— se alege intervalul de timp $t_5 - t_4$ (durata răcirii).

Pentru cuptorul continuu inelar, se alege durata pasului de timp t_p (durata de menținere a unei camere pe o poziție dată) și rezultă :

— numărul de camere în preîncălzire :

$$n_{cp} = \frac{t_3}{t_p} \qquad (6)$$

— numărul de camere sub foc (la palier) :

$$n_{cf} = \frac{t_4 - t_3}{t_p} \qquad (7)$$

— numărul de camere în răcire dirijată (acoperite) :

$$n_{cr} = \frac{t_5 - t_4}{t_p} \qquad (8)$$

Ținînd seamă că producția orară a cuptorului este :

$$Q = \frac{G}{t_p} \text{ [t/h]} \qquad (9)$$

unde : G este masa produselor dintr-o cameră, t, cu cît valoarea t_p este mai mică, rezultă o producție orară mai mare, dar un număr total mai mare de camere în zona activă a cuptorului și invers.

Durata totală a ciclului de coacere este t_5.

Acest principiu de realizare a diagramei de coacere este evident valabil și pentru cuptoarele de coacere discontinue.

Trebuie remarcat faptul că gradienții de temperatură și de viteză de încălzire s-au determinat pe baza măsurătorilor în materialul de împachetare, cei în produse avînd valori mai mari, ca urmare a existenței unor gradienți material de împachetare-produs ; ca urmare, curbele din figura 4 se referă la împachetare. Pentru compensarea acestui fapt, valoarea vitezei „critice" de încălzire v_{CR} se alege pentru produs și se majorează cu cca 0,5—1°C/h, valoare care reprezintă gradientul mediu de viteză de încălzire între materialul de împachetare și produs.

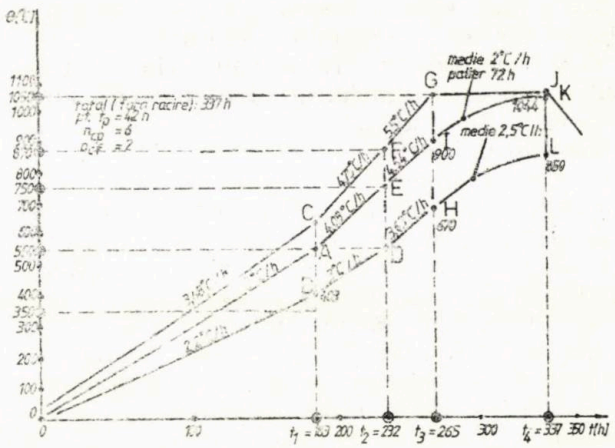


Fig. 5

Fig. 5. Diagrama de coacere pentru regimul de încălzire *b* (viteză medie)

Pe baza acestui principiu s-au stabilit diagramele de coacere pentru cele trei regimuri de încălzire studiate (fig. 5, 6 și 7), adoptîndu-se :

—pentru regimul *b* : $v_{CR} = 2°C/h$ în produs, respectiv 3°C/h în împachetare ; $\theta_p = 1\,050°C$; $v_{BO_2} = 5{,}5°C/h$;

— pentru regimul *a* : $v_{CR} = 1°C/h$ în produs, respectiv 2°C/h în împachetare ; $\theta_p = 950°C$; $v_{BO_2} = 3°C/h$;

— pentru regimul *c* : $v_{CR} = 4°C/h$ în produs, respectiv 5°C/h în împachetare ; $\theta_p = 1\,050°C$; $v_{BO_2} = 10°C/h$.

Fără îndoială că diagramele de coacere astfel stabilite au un caracter inițial orientativ, ele

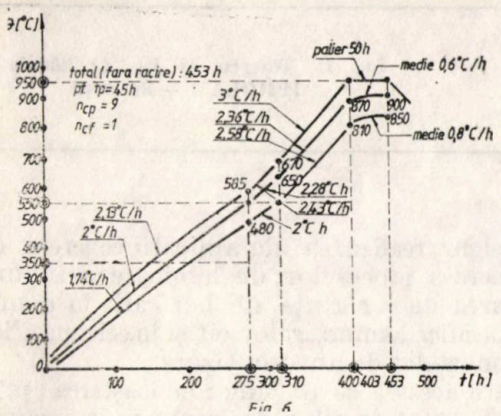


Fig. 6

Fig. 6. Diagrama de coacere pentru regimul de încălzire *a* (viteză mică)

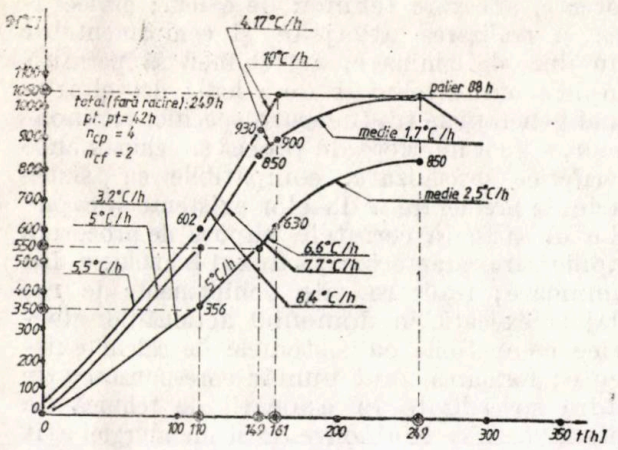


Fig. 7. Diagrama de coacere pentru regimul de încălzire *c* (viteză mare)

trebuind să fie corectate experimental pentru un cuptor cu caracteristici date. Pentru aceasta sînt necesare trei măsurători de temperatură: sub boltă (uzuală), în punctul cel mai cald al camerei (partea superioară a casetelor centrale, la mijloc) și în punctul cel mai rece al camerei (partea inferioară a casetelor laterale, la margine), în vederea determinării gradienților $\Delta\theta_{max.max.}$ și $\Delta\theta_{BO-li}$. Se poate măsura temperatura și la partea inferioară a casetelor centrale, pentru determinarea gradienților verticali.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cialih, E. F. *Tehnologia produselor cărbunoase.* Moscova, 1983.

[2] Cardalef, S. *Probleme de construcție și exploatare în fabricația de produse cărbunoase.* București, Centrul de documentare și publicații tehnice al industriei metalurgice, 1971.

[3] Oprescu, I., Gheorghiu, F. și Georgescu, M. *Interdependența între variabilele funcționale ale cuptoarelor inelare de coacere și calitatea electrozilor siderurgici.* În: Buletinul I.P.B., seria Metalurgie, tomul XLVI—XLVII, 1984—1985.

[4] Oprescu, I., Gheorghiu, E. și Georgescu, M. *Influența regimurilor termic și gazodinamic ale cuptorului de coacere continuu inelar asupra calității produselor carbonice.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 10, 1986.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 9, 1986

Transformările termochimice ale cărbunilor cocsificabili și studierea produselor lichide nevolatile, p. 2 — Optimizarea compoziției de marcă a șarjei de cărbuni și micșorarea eforturilor de evacuare a cocsului, p. 6 — Analiza rezultatelor studiilor în domeniul producției de cocs din șarjele de cărbuni compactate prin bătătorire, p. 14 — Procedeu de reparare a camerelor de cuptoare, p. 18 — Influența procedeului de brichetare parțială și a tipului de liant asupra calității cocsului, p. 23 — Determinarea conținutului de oxizi de metale alcaline în cărbuni și cocs și posibilitățile de micșorare ale acestuia, p. 26 — Determinarea coeficientului conductibilității termice al produselor gazoase rezultate din calcinarea materialelor cărbunoase, p. 29 — Perspectivele intensificării și creșterii eficienței scruberelor p. 32— Micșorarea activității corosive a dizolvanților acizi ai depunerilor de piatră, p. 36 — Alegerea parametrilor optimi de lucru ai instalației de rectificare a gudronului de huilă pe baza abordării sistemice informaționale, p. 39 — Studierea procesului de tratare termică a gudronului de huilă sub presiune la instalația pilot, p. 43 — Îmbunătățirea calității gudronului de huilă prin procedeul centrifugării, p. 46 — Calibrarea cromatografului de gaze pentru analiza microconcentrațiilor bazelor de chinolină din aer, p. 52 — Studierea condițiilor de funcționare a ușilor camerelor de cuptor ale bateriilor de cocsificare, p. 53— Eficiența utilizării resurselor energetice secundare în întreprinderile cocsochimice, p. 56 — Stimularea economică a îmbunătățirii calității termoantracitului pentru uzinele de feroaliaje, p. 64 — Acordul global — factor de micșorare a prețului de cost al producției și sursă de stimulare suplimentară a întăririi disciplinei tehnologice, p. 66 — Epurarea biologică a apelor reziduale ale producției cocsochimice, p. 71 — Procedeu de analiză optică în tehnologia de desulfurare a cărbunilor, p. 72— Conferință cu privire la problemele utilizării cărbunilor, p. 74 — Producția de cocs în țările lumii capitaliste, p. 74 — Industria cărbunilor din Canada, p. 74 — Situația cărbunelui în țările Americii Latine, p.76.

Integrarea sistemelor informatice în conducerea automată a proceselor de laminare

Ing. D. Macrea și ing. Al. Rădulescu
IPROLAM — București

CZ : 681.32 : 621.771

Introducerea tehnicii de calcul în domeniul industrial reprezintă o necesitate stringentă, impusă de cerințele ridicate de productivitate, eficiență, calitate, caracteristice etapei actuale a revoluției tehnico-științifice.

Prin specificul său, industria metalurgică prelucrătoare impune un înalt grad de automatizare a utilajelor și reprezintă un domeniu care întrunește condițiile conducerii proceselor industriale cu calculatorul.

Pe plan mondial, în țările avansate din punct de vedere tehnic, impactul tehnicii de calcul a afectat practic toate domeniile productive și de conducere din metalurgie, laminoarele situîndu-se printre principalele beneficiare ale automatizării.

Faza actuală este aceea a conducerii în timp real a procesului, pe baza unor legi de reglare implementate prin algoritmi cu structură simplă sau evoluată, conform criteriilor de performanță, ca și aceea a sistemelor integrate ierarhic în care funcțiile secțiilor sînt prelucrate pe niveluri de decizie legate de complexul informatic, rentabilitatea și procesul tehnologic fiind tratate ca un tot unitar.

Începînd cu anii '70, introducerea tehnicii de calcul în laminoare a luat o dezvoltare deosebită — aplicațiile urmînd o progresie geometrică. Astfel, în Japonia numărul de calculatoare aplicate în industrie a crescut de la 6 700 în 1970 la 79 000 în 1983. Procesul de aplicații în metalurgie fiind în medie de 5%, creșterea se încadrează între cca 320 și 2 700 la începutul anilor '80. În țările membre ale C.A.E.R., aplicațiile în laminoare au demarat tot în anii '70. Astfel, în anul 1974, firma PDP avea șapte aplicații cu calculatoare de proces în laminoare din U.R.S.S., R.D.G., R.P.P. În anii din urmă, U.R.S.S., R.S.C., R.D.G. dezvoltîndu-și o industrie proprie de tehnică de calcul, ritmul de implementare a unor astfel de aplicații a crescut corespunzător.

În laminoare, aplicațiile, aflate la ora actuală în faze diferite de finalizare, au vizat pe de o parte dotarea unor secții de producție noi cu sisteme de conducere cu calculatoare de proces, pe de altă parte extinderea automatizării complexe la linii care erau deja conduse de sisteme de conducere cu tehnică de calcul, iar relativ recent înlocuirea echipamentelor de tehnică de calcul uzate cu echipamente indigene și crearea de sisteme de conducere de rezervă pentru obiectivele de interes republican.

Desigur realizarea de aplicații concrete de conducere a proceselor de laminare presupune asigurarea unor cerințe de bază atît în domeniile specifice laminoarelor cît și în cele specifice echipamentelor de automatizare.

Dintre acestea se disting : cunoașterea aprofundată a tehnologiilor de laminare în vederea transpunerii acestora în modelele matematice corecte, adecvate tehnicii de calcul ; proiectarea și realizarea utilajelor și echipamentelor din linia de laminare, astfel încît să permită implementarea tehnicii de calcul ; dezvoltarea unei generații de traductoare specifice laminoarelor, a unor interfețe de proces și echipamente periferice specializate, compatibile cu sistemele de prelucrare a datelor existente și capabile să satisfacă cerințele impuse de procesele rapide care caracterizează fluxul tehnologic din laminoare ; realizarea de echipamente de reglaj și execuție în domeniul acționărilor electrice compatibile cu sistemele de calcul existente ; formarea unui număr corespunzător de cadre specializate în aplicații de tehnică de calcul specifice laminoarelor și metalurgiei atît în cercetare și proiectare cît și în exploatare.

Domeniile de aplicare a tehnicii de calcul în procesele de laminare cuprind două aspecte de bază :

a) aplicații comune tuturor tipurilor de laminoare : sistem de colectare a datelor din proces asigurînd o raportare permanentă a parametrilor de bază tehnologici, energetici și economici ; sistem de urmărire (pistaj) a produselor din depozitul de semifabricate pînă în depozitul de produse finite ; conducerea de către calculator a instalațiilor de defectoscopie și control de calitate al produselor laminate ; păstrarea și actualizarea unei baze de date referitoare la scheme de laminare în funcție de calitatea și dimensiunile materialului și a sortimentului de laminat necesar ;

b) aplicații specifice fiecărui tip de laminor.

Cele mai importante sînt desigur sistemele de conducere a procesului de laminare propriu-zis, care prezintă aspecte specifice pe familii de laminoare (laminoare degrosisoare, laminoare pentru semifabricate, benzi la cald, benzi la rece, țevi, profile și sîrmă etc.), iar în cadrul acestei familii, pe fiecare tip concret de laminor. De asemenea, un bogat domeniu de aplicații specifice îl constituie conducerea optimă a proceselor de încălzire, elementul specific fiind determinat în acest caz și de tipul constructiv al cuptorului de încălzire. Pe măsura realizării

unui grad înalt de automatizare, numărul aplicaţiilor creşte considerabil. Astfel, se menţionează cele reprezentative: conducerea procesului de normalizare şi călire la laminoare de tablă groasă, reglarea automată a grosimii benzii, comanda foarfecei volante la laminoare de benzi la cald; clasificarea grosimilor, reglarea profilului transversal al benzii la laminoare de benzi la rece, optimizarea tăierii la foarfecele de divizare la laminoare de semifabricate şi profile, comanda liniilor de răcire dirijată la laminoare de sîrmă etc.

Institutul de inginerie tehnologică pentru proiectarea de secţii şi uzine de laminare s-a aliniat tendinţei generale de implementare a tehnicilor de calcul şi a logicii programate în domeniul laminoarelor. Într-o primă etapă s-a trecut la aplicarea pe scară largă a logicii programate utilizînd automatele programabile AP 101, AP 117, AP MINI ca înlocuitoare performante ale logicii convenţionale în procesele a căror extindere nu justifică utilizarea unui calculator de proces (linii de decapare, tratament termic, linii de tăiere, laminoare Pilger la rece). Totodată s-a trecut, în colaborare cu institutele de specialitate, la implementarea tehnicii de calcul la laminoarele nou proiectate de mare complexitate şi în cadrul modernizării laminoarelor existente.

Din ultima categorie se remarcă: automatizarea complexă a unor laminoare de benzi la rece tip cuarto şi de dresare; automatizarea instalaţiei de răcire controlată a benzii la un laminor de benzi la cald utilizînd calculatorul I 102 F; optimizarea încălzirii bramelor; automatizarea complexă a unei caje finisoare la un laminor de tablă groasă; conducerea unor procese de laminare la un laminor policilindric de benzi la rece şi la un laminor cuarto 600, automatizarea răcirii dirijate la un laminor de sîrmă etc. (aplicaţiile se realizează în colaborare cu centrele de calcul ale combinatelor metalurgice). În figura 1 se prezintă configuraţia sistemului de conducere cu minicalculator de proces a unui laminor Sendzimir.

Configuraţii de sisteme de conducere cu calculatoare de proces, echipamente, traductoare

În concepţia şi implementarea configuraţiilor sistemelor de conducere cu minicalculatoare a proceselor de laminare, s-au aplicat unele principii generale.

Astfel, s-a pus accentul pe utilizarea echipamentelor de tehnică de calcul indigene adaptate la o serie de traductoare existente, urmînd ca pentru domeniile neacoperite să se treacă la asimilarea de produse noi. Implementarea efectivă a sistemelor de conducere urmează să se facă în etape, urmărindu-se la început achiziţia de date din proces apoi funcţionarea în regim ghid operator şi, în final, în regim „on line".

În paralel, se urmăreşte creşterea gradată a complexităţii funcţiilor supervizate de unitatea centrală.

O astfel de concepţie poate fi urmărită în aplicaţia de la un laminor de benzi la rece tip Sendzimir care are la bază un sistem de conducere cu minicalculator de proces a cărui configura-

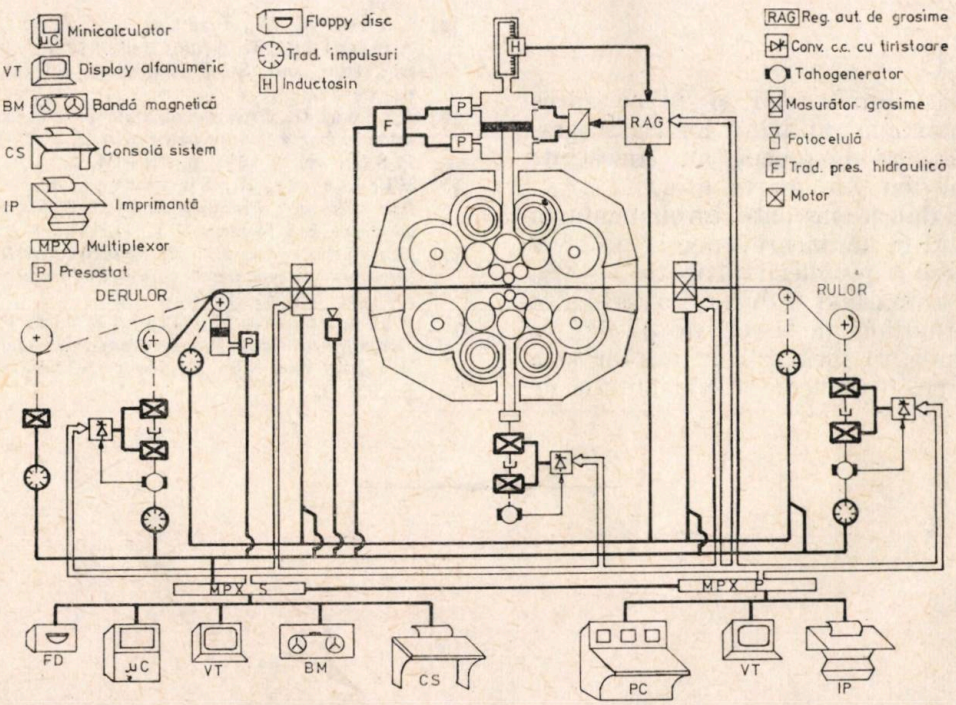


Fig. 1. Configuraţia sistemului de conducere cu un minicalculator de proces a unui laminor Sendzimir

ție finală este ilustrată în figura 1. Aplicația este de tip 2 C.

Sistemul de conducere cu minicalculator se grefează pe o instalație de automatizare convențională existentă.

Configurația sistemului de conducere conține un minicalculator de tip CORAL 4030, arhitectura interfeței sale cu procesul industrial fiind adaptabilă fiecărei etape de implementare în parte și rezultînd din dezvoltarea interfeței existente.

Ca periferice sînt utilizate: display-ul alfanumeric DAF 2010, terminalul video 72752 R, consola de sistem KSR 761 și imprimanta serială ISM 50.

Ca unități de memorie externă se folosesc: subsistemul de bandă magnetică MT 40 și sistemul Floppy disc FD 40.

Ca traductoare specifice se prevăd: traductorul de presiune hidraulică în domeniul O—250 bari și timp de răspuns mic TP 250, traductoarele de deplasare unghiulare TDI—2, inductosinul pentru măsurarea poziției cilindrilor hidraulici TLIP-1-R cu riglă de 250 mm și precizie de măsurare 0,002 mm. Într-o primă etapă se vor refolosi traductoarele de măsurare a grosimii și generatoarele de impulsuri existente.

Sistemul de conducere va asigura în final: memorarea programelor de laminare; prescrierea valorilor de referință; supervizarea comenzilor secvențiale ale operațiilor de laminare; semnalizarea optică aferentă procesului; editarea protocoalelor de laminare; etalonarea automată a măsurătorilor de grosime; încetinirea automată a vitezei de laminare la trecerea prin zonele de defecte de bandă.

Concluzii

Automatizarea laminoarelor și supervizarea procesului tehnologic utilizînd logica programată și calculatoare de proces au consecințe pozitive într-un domeniu foarte larg.

Pornind de la datele existente, implementarea tehnicii de calcul în laminoare duce la un efect direct de creștere a productivității de 1—3%, prin reducerea numărului și duratei avariilor, o reducere a pierderilor de metal de 3—6% ca urmare a optimizării încălzirii în cuptor și a tăierii la foarfece, o reducere a consumului de energie de circa 6—10% prin optimizarea încălzirii în cuptor, a încărcării cajelor și prin reducerea la minimum a regimului de mers în gol și un spor de calitate de 7—8% prin control permanent și riguros al procesului tehnologic. Rezultă o îmbunătățire a coeficientului de scoatere de 3—6%.

Introducerea tehnicii de calcul nu duce la o reducere spectaculoasă a personalului de exploatare, ci la o schimbare a structurii acestuia.

În schimb, efectele în domeniul îmbunătățirii calității sînt substanțiale. Există niveluri de calitate a produselor laminate care nu pot fi atinse decît prin conducerea procesului cu tehnică de calcul adecvată.

Desigur, un aspect deosebit de important al introducerii tehnicii de calcul este cel referitor la îmbunătățirea organizării producției. Efectele economice și sociale rezultate, deși nu pot fi exprimate în cifre, sînt considerabile. Costul implementării tehnicii de calcul în laminoare are deci perspectiva unei amortizări rapide, asigurată de creșterea productivității, ameliorarea sensibilă a calității produselor laminate și reducerea la minimum a consumurilor de metal și de energie.

BIBLIOGRAFIE

[1] Chabanier, I., Germe, I. M. ș.a. *Automatisation du réglage thermique des fours à brames: exemple du train à bandes de Dunkerque.* În: Revue de Metallurgie — CIT, Franța, aprilie 1983, p. 313—322.

[2] Plaetrich, H. și Zander, H.: Automatisierungssysteme für Warmwalzwerke. În: ETZ, R.F.G., nr. 11/1980.

[3] Polukin, V. — *Simulation mathématique et calcul sur ordinateur de laminoir à tôles.* Moscova, Ed. Mir, 1984.

[4] Land, W. W., Palko, S., Marcouiller, R. Ambridge, I. *A fully computerized seamless tube mill.* În: Iron and Steel Engineer, S.U.A., ianuarie 1980, p. 69—73.

[5] Aldea, G. *Probleme actuale și de perspectivă privind automatizarea laminoarelor din R.S.R.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 2, 1983, p. 69—74.

[5] Fleischer, R., Seyfried, H. — *Siemens — System für die Prozessregelung bei Kaltband — Tandemstrassen.* In: Siemens — Z, R.F.G., 47, 1973.

[7] Davidovici, A.: *Minicalculatoarele și microcalculatoarele în conducerea proceselor industriale.* București, Editura tehnică, 1983.

[8] Shimamura, N., Nishimura, H. ș.a. — *Fully computerized wide-flange beam mill and finishing line.* În: Iron and Steel Engineer, S.U.A., decembrie 1978, p. 35—41.

Dr. ing. I. Mitelea şi ing. R. Cucuruz
Institutul politehnic Traian Vuia
Timişoara

Efecte comparative ale cementării şi nitrurării ionice asupra rezistenţei la oboseală a oţelului 21 TiMnCr 12

CZ : 669.141.32 : 621.785.53

Practica industrială a demonstrat că de cele mai multe ori ruperea pieselor supuse în exploatare unor condiţii normale de solicitare este datorată fenomenului de oboseală. Acest fenomen este deosebit de periculos, prin efectele surprinzătoare pe care le produce, ca urmare a caracterului său progresiv, mascat, deci fără o modificare aparentă a formei sau aspectului piesei înainte ca aceasta să se rupă. De aceea, criteriul de bază pentru alegerea unui oţel destinat execuţiei unui organ de maşină supus unor sarcini variabile în timp atît ca mărime cît şi ca sens îl constituie limita de oboseală. Principalii factori de anduranţă ai organelor de maşini sînt :

— factorii legaţi de material (natura acestuia, modul de elaborare etc.) ;

— factorii geometrici (forma şi dimensiunile piesei) ;

— calitatea fizică a suprafeţei (natura şi starea suprafeţei) ;

— condiţiile de exploatare (natura, mărimea şi frecvenţa tensiunii, temperatura, coroziunea etc.).

În tabelul 1 se exemplifică cele mai semnificative cauze ale ruperii prin oboseală în funcţie de condiţiile de solicitare, precum şi modalităţile de prevenire sau remediere a acesteia.

În cele mai multe cazuri, ruperea se datorează simultaneităţii cauzelor de mai sus, nici una dintre ele luată singular nefiind determinantă. Întrucît aceste cauze nu sînt incompatibile şi ţinînd seamă de caracterul aleator al acestor fenomene complexe, o mai mare probabilitate în direcţia evitării unor accidente similare se obţine cînd se acţionează simultan asupra diferiţilor parametri, recunoscuţi ca responsabili.

Cele mai eficiente metode de creştere a capacităţii de rezistenţă la rupere prin oboseală constau în aplicarea unor tratamente de suprafaţă (cementare, nitrurare, călire superficială etc.) sau a unor deformări plastice superficiale. Prezenta lucrare analizează comparativ influenţa unor tratamente termice asupra creşterii limitei de oboseală a unui oţel aliat pentru construcţii de maşini.

Tabelul 1

Cauzele principale ale ruperii prin oboseală

Condiţiile în care se produce ruperea	Cauzele ruperii, modalităţi de prevenire sau remediere
Defecte interne	— Incluziuni nemetalice sau segregaţii — microretasuri, sulfuri, microfisuri, fisuri — granulaţie grosolană, arderi de material sau fenomene de supraîncălzire — precipitări intercristaline — fibraj prea accentuat şi cu orientare necorespunzătoare — fenomene de oxidare sau decarburare — tensiuni reziduale superficiale datorate operaţiilor de prelucrare prin tragere, sudare, rectificare, tratament termic local — fisuri apărute la rectificare — urme lăsate de scula aşchietoare pe suprafaţa prelucrată — rugozitate prea mare a suprafeţei — defecte de forjare sau laminare — crăpături apărute la tratamentul termic de călire
Eforturi normale, forme corecte	— material cu duritate ridicată şi fragilitate pronunţată, adaptare insuficientă la condiţiile de lucru — material cu duritate prea mică şi limită de oboseală insuficientă — piese subdimensionate
Eforturi anormale	— trebuie modificată funcţionarea organică a piesei în cadrul ansamblului maşinii (joc anormal, echilibrare defectuoasă, ghidaj necorespunzător, stringeri excesive la montaj etc.)
Concentrări de tensiuni	— trebuie atenuat efectul de încrestare prin raze mai mari de racordare — este necesară pretensionarea piesei prin compresiune superficială biaxială (plană) sau eventual prin încovoiere sau torsiune plastică
Oboseală prin coroziune	— se izolează piesa de contactul cu mediul agresiv — suprafaţa piesei se acoperă galvanic prin zincare, cromare etc. — se pretensionează suprafaţa piesei prin nitrurare

Încercări experimentale

Din oţel 21TiMnCr12 au fost confecţionate 36 de epruvete pentru încercări de oboseală prin încovoiere rotativă (fig. 1), precum şi o serie de probe martor 20 × 20 × 15 mm, care au fost supuse următoarelor cicluri de tratament termic :

— călire volumică la martensită, urmată de revenire înaltă ;

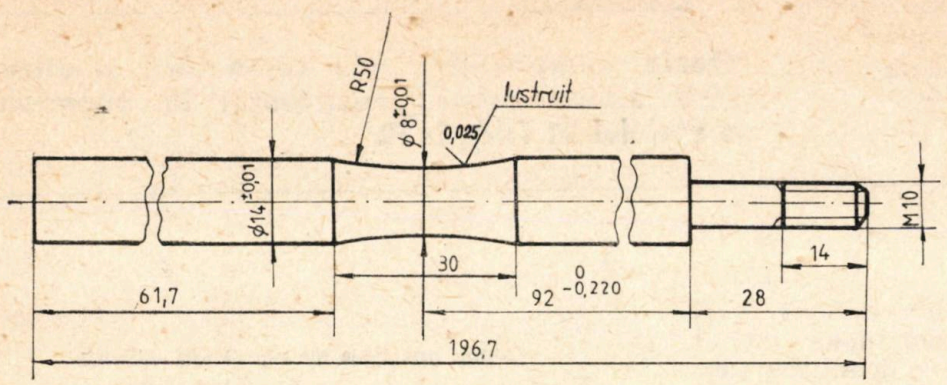


Fig. 1. Forma și dimensiunile epruvetelor de oboseală prin încovoiere rotativă

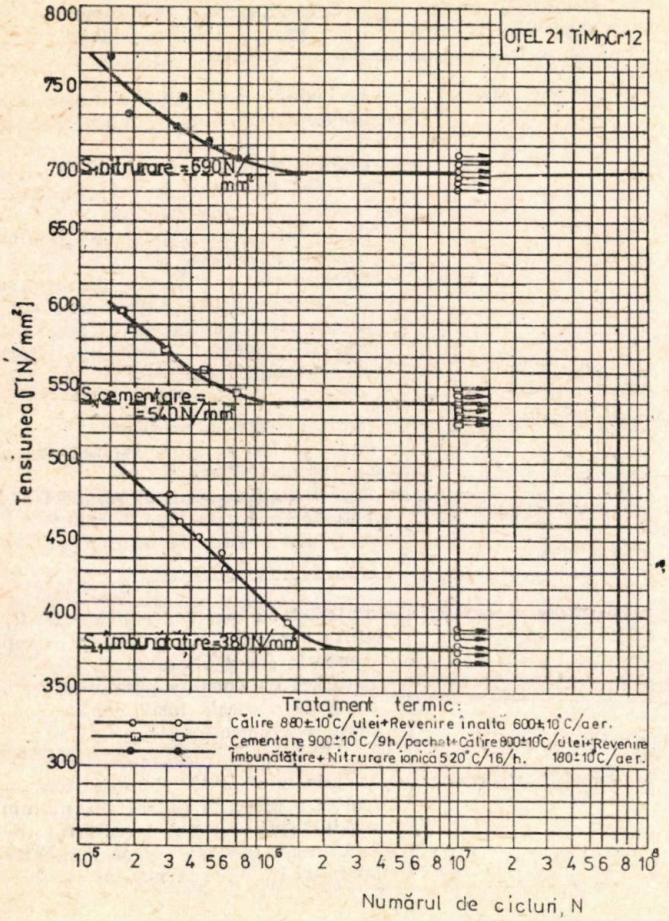


Fig. 2. Curbele Wöhler pentru cele trei stări de tratament termic

— cementare pe 0,8 mm grosime, urmată de călire martensitică și revenire joasă;

— îmbunătățire, urmată de nitrurare ionică.

Pentru cele trei variante tehnologice de tratament termic au fost trasate curbele Wöhler, care au permis determinarea limitei de oboseală.

Prin examinări macro- și microfractografice ale suprafețelor de rupere, s-au făcut analize comparative asupra configurației striurilor și a zonelor de clivaj. Probele martor cu formă prismatică au permis pe de o parte stabilirea condițiilor optime de tratament în cele trei variante, iar pe de altă parte au servit la efectuarea unor examinări sclerometrice și a unor investigații metalografice.

În figura 2 sînt prezentate curbele Wöhler corespunzătoare tratamentelor termice aplicate, ele evidențiind următoarele aspecte:

— o creștere a limitei de oboseală de la 380 N/mm², valoare caracteristică tratamentului de îmbunătățire, la 540 N/mm² după aplicarea tratamentului termochimic de cementare + călire + revenire joasă;

— o mărire semnificativă a limitei de oboseală, de la 380 N/mm², corespunzătoare stării îmbunătățite, la 690 N/mm² în urma aplicării nitrurării ionice;

— o ușoară tendință de aplatisare a curbelor Wöhler pentru stările de tratament termochimic.

Creșterea accentuată a rezistenței la oboseală a oțelului cercetat în special prin aplicarea tratamentului termochimic de nitrurare în plasmă este o consecință a unei epure mai favorabile a tensiunilor remanente de ordinul I (tensiuni de compresiune) care mai oferă și avantajul micșorării sensibilității față de efectul de crestătură. În figurile 3 și 4 sînt redate curbele de variație a microdurității pe secțiunea transversală a probelor cementate, respectiv nitrurate ionic, precum și aspectele structurale caracteristice.

Se remarcă faptul că în stratul cementat-călit și revenit apare o structură martensitică de revenire cu o anumită proporție de austenită reziduală, iar microduritatea maximă se situează la valori de 680 daN/mm². Microstructura stratului nitrurat este constituită dintr-o zonă de combinație monofazică γ' extrem de subțire, lipsită de porozități, cu duritate mare și o bună ductilitate, precum și o zonă de difuzie. Acest tip de microstructură este responsabilă de rezistența deosebită la uzură, oboseală, șocuri, torsiune și coroziune a pieselor nitrurate în plasmă. Microduritatea stratului superficial nitrurat este cuprinsă între 450 și 800 daN/mm².

Investigațiile macro- și microfractografice efectuate asupra suprafețelor de rupere ale epruvetelor de oboseală tratate prin cementare sau nitrurare ionică atestă următoarele (fig. 5—7):

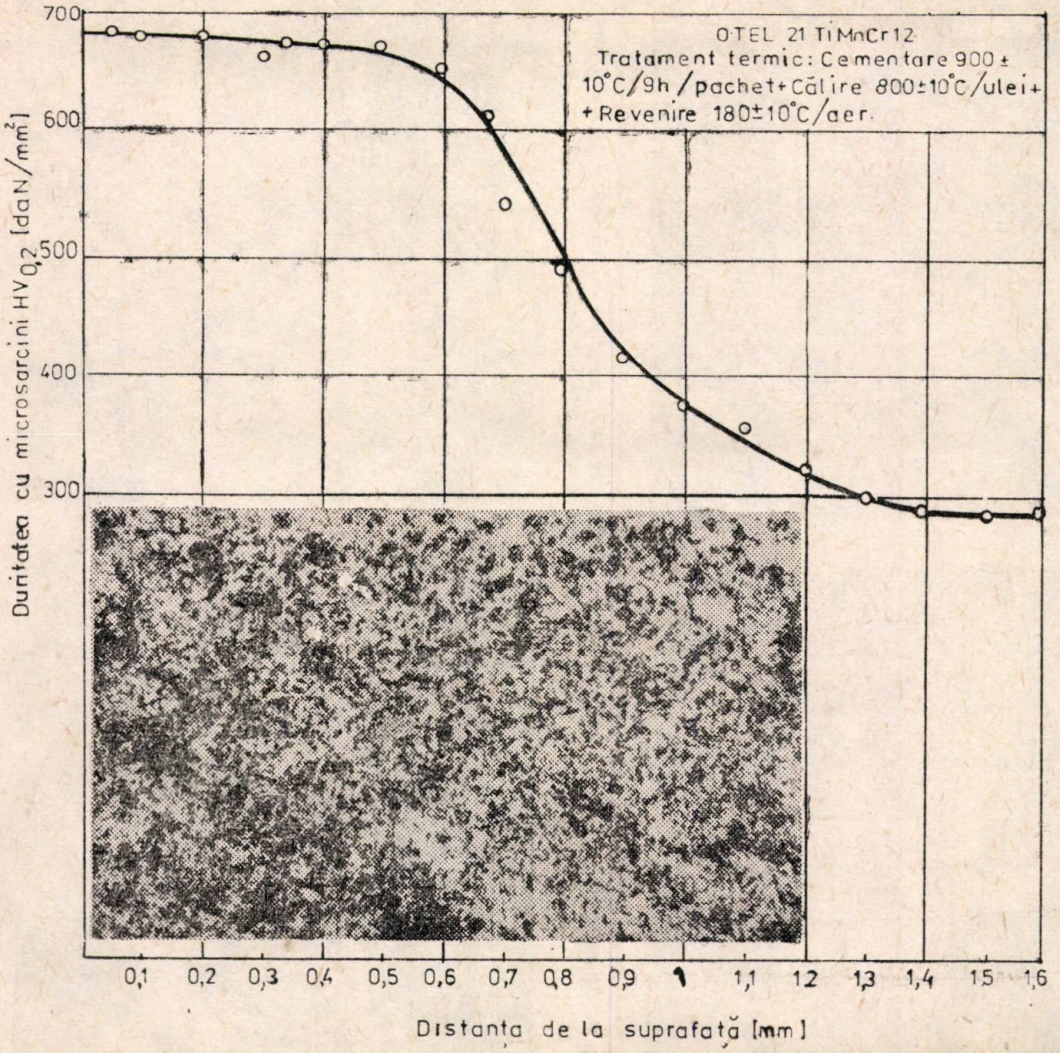


Fig. 3. Microstructura și gradientul de duritate pe secțiunea probelor supuse tratamentului de cementare + + călire + revenire joasă

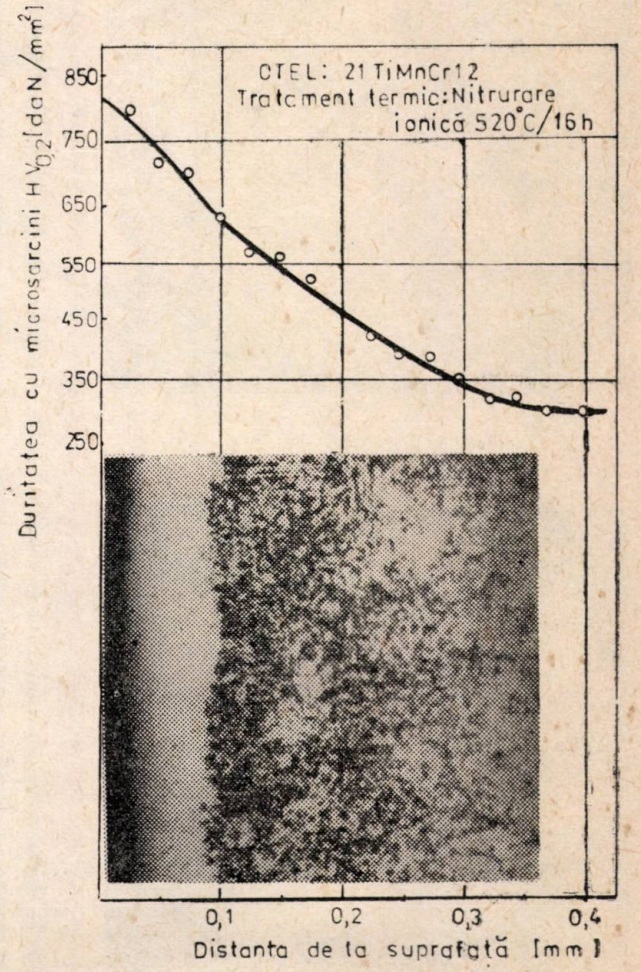
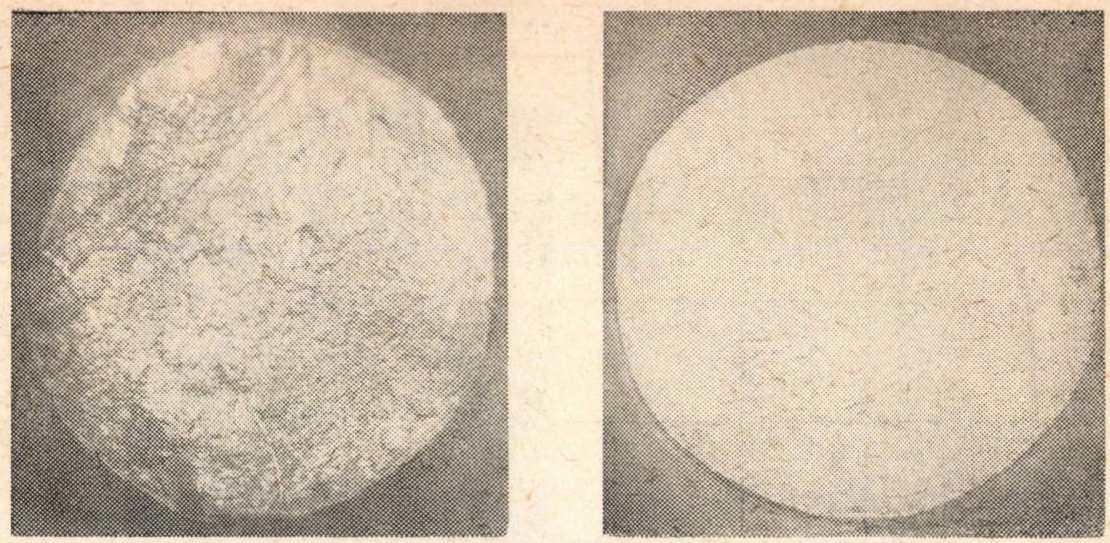
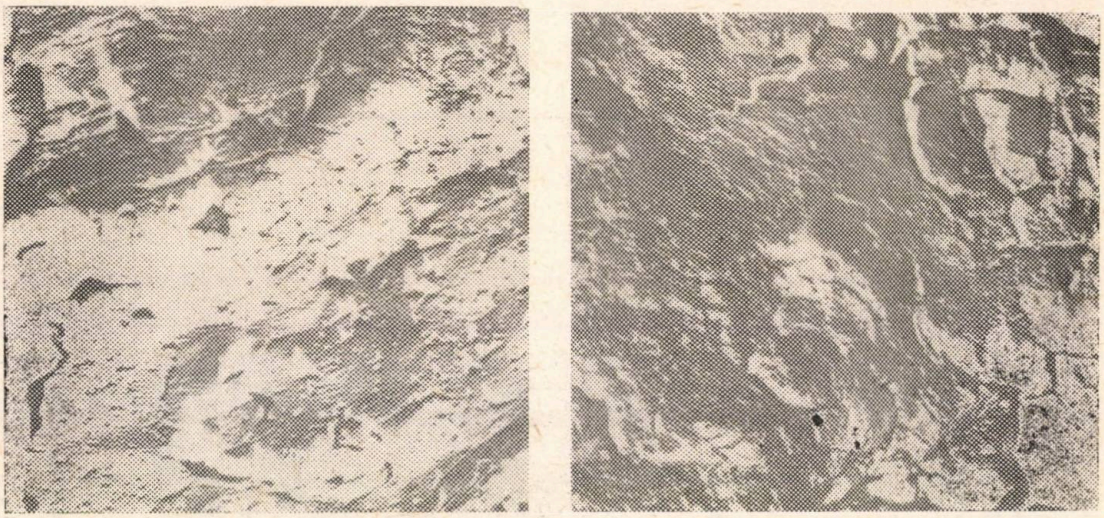


Fig. 4. Microstructura și gradientul de duritate pe secțiunea probelor nitrurate ionic la 520°C timp de 16 h



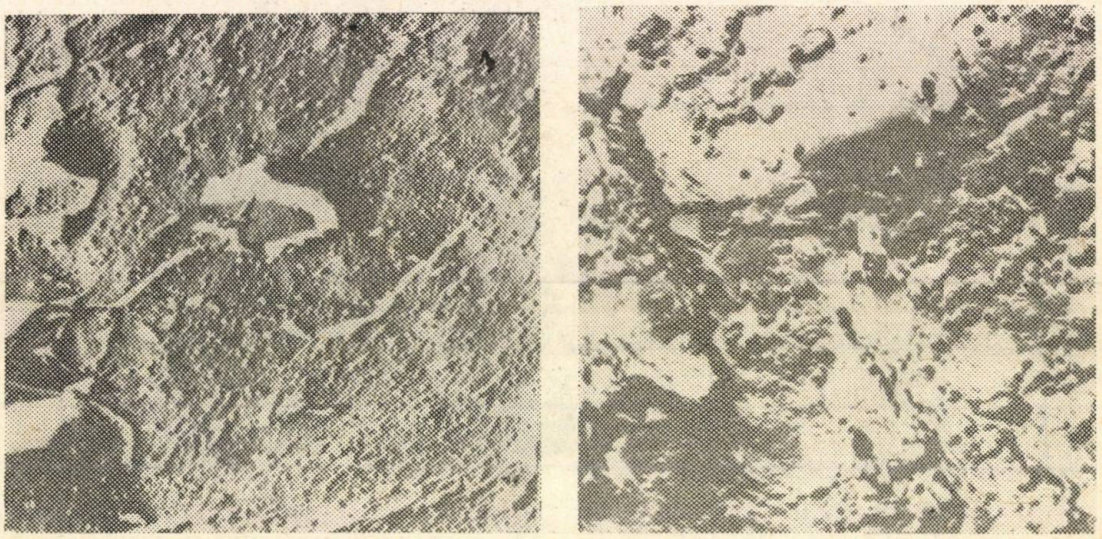
a *b*

Fig. 5. Macrofractografia epuvetelor de oboseală tratate prin cementare (*a*), respectiv nitrurare ionică (*b*)



a *b*

Fig. 6. Microfractografia epruvetelor de oboseală tratate prin cementare — călire — revenire joasă : *a* — zona de oboseală ; *b* — zona ruperii finale



a *b*

Fig. 7. Microfractografia epruvetelor de oboseală tratate prin nitrurare ionică : *a* — zona de oboseală ; *b* — zona ruperii finale

— la aceeași valoare a tensiunii aplicate, zona de oboseală cu aspect neted are o suprafață mult mai mare la epruvetele nitrurate (fig. 5, b) comparativ cu cele cementate (fig. 5, a);

— caracterele suprafețelor din zona de amorsare (de oboseală) sînt tipice ruperilor prin fisurare progresivă la solicitări ciclice (fig. 6, a și 7, a);

— striurile se distanțează progresiv pe măsură ce se îndepărtează de amorsa de rupere;

— între unele striuri se remarcă suprapuneri de mici formațiuni (con-cupă de rupere ductilă);

— ruperea finală se produce prin alunecare, este precedată de deformații plastice mari și are caracter transcristalin (fig. 6, b și 7, b).

Concluzii

Analiza comparativă a curbelor Wöhler pentru oțelul 21TiMnCr12 evidențiază creșterea limitei de oboseală a pieselor nitrurate ionic cu circa 81% comparativ cu starea de îmbunătățire și cu circa 42% față de starea structurală obținută prin cementare-călire și revenire joasă.

Explicația acestor fenomene se bazează probabil pe o distribuție mai favorabilă a tensiunilor de compresiune din stratul superficial nitrurat, care favorizează mărirea rezistenței la oboseală și micșorarea sensibilității la efectul de crestătură.

Relieful microfractografic al epruvetelor de oboseală prin încovoiere rotativă evidențiază striurile caracteristice ruperilor prin fisurare progresivă la solicitări ciclice, precum și caracterul ductil al ruperii finale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mitelea, I. *Studiul metalelor* — Litografia Institutului politehnic Traian Vuia—Timișoara, 1983.

[2] Constantinescu, A., Lașcu Simion, N.: *Oțeluri pentru construcții mecanice.* București, Oficiul de informare documentară pentru aprovizionarea tehnico-materială și controlul gospodăririi fondurilor fixe, 1983.

[3] James L. Mc Call și Farench, M. P.: *Metallography in Failure Analysis.* New York, S.U.A., Plenum Press, 1978.

[4] Berns, H., Dyrda, P. Wendl, F. În: *Schwingungsrissausbreitung im Warmarbeitsstahl X40 CrMoV51 in Abhängigkeit von der Gefügeausbildung.* În: Härterei — Technische Mitteilungen, R.F.G., nr. 3, 1985.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S, nr. 8, 1986

Gruparea rațională a componentelor încărcăturii și gradul optim de mărunțire a lor, p. 2 — Studierea cărbunilor din Donbasul de Vest — baza potențială de materii prime pentru producția de cocs format, p. 4 — Eficiența procesului de flotare selectivă în funcție de duritate și de *p*H-ul apei, p. 7 — Proprietățile cocsului metalurgic format, obținut din amestec de cărbuni slab aglutinabili din bazinul Donețk, p. 8 — Mijloace de reglare și eficiența repartizării căldurii în pereții de încălzire intermediari ai bateriilor de cocsificare, p. 12 — Estimarea antrenării prafului de cărbune din camerele de cocsificare după încărcarea acestora cu șarjă pregătită termic, p. 17 — Procedeu de prognozare a calității cocsului, p. 20 — Perfecționarea tehnologiei de prelucrare a gudronului, p. 24 — Concentrația complexelor π formate la interacțiunea unor componente ale gudronului de huilă, p. 29 — Estimarea parametrilor de interacțiune termodinamică în sistemul gudron-ulei, p. 32 — Perfecționarea complexului de cerințe de calitate ale gudroanelor de huilă pentru drumuri, p. 34 — Organizarea lucrărilor de introducere în exploatare înainte de termen a bateriilor de cocsificare, p. 37 — Planificarea în producția cocsochimică, cu evidența particularităților livrărilor de cărbune pentru cocsificare, p. 40 — Centrul de cercetări în metalurgie C.R.M., p. 46.

Metallurghiceskaia i gornorudnaia promișlennost, U.R.S.S., nr. 3, 1986

Influența comună a neuniformității radiale și circulare — de repartizare a fluxului de gaze asupra indicatorilor de elaborare în furnal, p. 3 — Tehnologia de încărcare a furnalului, ținînd seamă de neuniformitatea radială de coborîre a încărcăturii, p. 5 — Influența alcaliilor asupra consumului de cocs, p. 7 — Problema estimării finalității operației de cocsificare, p. 8 — Studierea dependenței deplasării turtei de cocs de compoziția de marcă a încărcăturii la uzina cocsochimică din Bagleisk, p. 10 — Economia de mangan în producția de oțel elaborat în convertizor, p. 12 — Modificarea oțelului cu metale rare și alcaline în procesul turnării la mașinile de turnare continuă a semifabricatelor, p. 14 — Borul și incluziunile nemetalice în oțelul slab aliat, p. 15 — Studierea deformării rulourilor amplasate orizontal, p. 25 — Modificarea diferenței de grosime la tragerea fără dorn a țevilor, p. 26 — Asimilarea tehnologiei de pregătire a suprafeței de contact a semifabricatului din oțel St 10 pentru placare, p. 28 — Dezvoltarea producției tipurilor economice de produse metalurgice în cincinalul al XI-lea, p. 29 — Optimizarea compoziției chimice a oțelurilor slab aliate cu siliciu-mangan pentru construcțiile metalice, p. 31 — Rezistența la fisurare a oțelurilor-beton clasa As-III, p. 33 — Studierea posibilităților de înlocuire a oțelurilor slab aliate cu oțel St 20 durificat termic pentru fabricarea elementelor de asamblare din clasa de rezistență 8,8, p. 34 — Influența durificării sub structurale asupra rezistenței și tenacității oțelului, p. 35 — Tehnologia durificării termice a profilelor mijlocii pentru armături în condițiile laminorului 350—2, p. 38 — Creșterea eficienței funcționării cuptoarelor adînci de răcire încetinită a lingourilor, p. 40 — Grosimea lubrifiantului la trefilarea sîrmei, p. 41 — Încălzitor-economizor de dolomită pentru utilizarea căldurii gazelor evacuate din cuptoarele rotative, p. 42 — Mase refractare pe baza deșeurilor industriale, p. 44 — Rezultatele încercărilor noilor prăjini de foraj, p. 48 — Eficiența utilizării în industria minieră a bilelor de mori laminate din oțel cu duritate ridicată, p. 49 — Utilizarea eficientă a zgurelor cu mangan, p. 52— Cauzele formării încovoierilor remanente ale grinzilor de la podurile rulante metalurgice, p. 54 — Izolarea prin vibrații a construcțiilor portante și a construcțiilor amestecătoarelor rotative și peletizoarelor, p. 55 — Perfecționarea metodologiei de stabilire a normelor fundamentate tehnic cu ajutorul calculatorului electronic, p. 65 — Dezvoltarea tehnologiei cu deșeuri reduse la Combinatul Azovstal, p. 67 — Experiența specializării brigăzilor de reparații, p. 68 — Procedeu industrial de înlocuire a mantalelor furnalelor, p. 69 — Încărcarea prin sudare rezistentă la uzură a pieselor utilajelor de la fabricile de peletizare, p. 70 — Depozit complex mecanizat de feroaliaje, p. 71.

Un model de element finit al răcirii libere a unei brame. Rezultatele numerice obținute la determinarea cîmpului termic în semifabricatul nedeformat *

Ing. A. T. Dumitrescu și cib. I. Roșu
Institutul de fizica și tehnologia materialelor

CZ : 621.771

În vederea verificării modelului de element finit prezentat în prima parte a acestui articol au fost comparate rezultatele numerice obținute pe baza modelului cu cele experimentale date în [4].

Semifabricatul s-a considerat ca fiind din oțel inoxidabil 18—8, dependența proprietăților sale fizice (ρ, c, k) de temperatura absolută T fiind cea dată în [4] :

$$\rho[\text{kg m}^{-3}] = 8200 - 0{,}5\ T$$

$$c_v[\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}] = 587{,}8 + 0{,}068\ T$$

$$k\ [\text{wm}^{-1}\text{K}^{-1}] = 17{,}1 + 0{,}011\ T$$

Valorile medii ale acestor mărimi pentru intervalul de temperatură luat în considerare sînt următoarele :

$$k_{med} = 3318\ [\text{w m}^{-1}\text{K}^{-1}]$$

$$c_{med} = 691\ [\text{Jkg}^{-1}\text{K}^{-1}]$$

$$\rho_{med} = 7438\ [\text{kg m}^{-3}]$$

Pentru calculul fluxului de căldură q în cazul răcirii în aer s-au adoptat valorile coeficienților de convecție și radiație determinate experimental în [4]. Cu aceste valori fluxul de căldură poate fi scris sub forma :

$$q[\text{wm}^{-2}]=21{,}2\ (T-\bar{T}) + 4{,}763 \cdot 10^{-8}\ (T^4 - \bar{T}^4).$$

Expresia coeficientului efectiv de convecție, a, devine :

$$a = 21{,}2 + 4{,}763 \cdot 10^{-8}(T + \bar{T})\ (T^2 + \bar{T}^2).$$

Dimensiunile semifabricatului adoptate au fost următoarele : lățimea semifabricatului $2b_0 = 1{,}25$ m, grosimea semifabricatului $2h_0 = 150, 200, 250$ mm. În ceea ce privește temperatura de scoatere din cuptor au fost considerate trei temperaturi diferite, și anume : $T_H = 1498$ K; 1548 K; 1598 K.

Domeniul Δ_0 din figura 1 a fost împărțit în 105 elemente finite dreptunghiulare, obținute ca intersecții ale liniilor de ecuație :

$z/h_0 = 0{,}02$; 0,06 ; 0,10 ; 0,14 ; 0,18 ; 0,22 ; 0,28 și respectiv

$y/h_0 = 0{,}025$; 0,031 ; 0,037 ; 0,043 ; 0,049 ; 0,055 ; 0,061 ; 0,067 ; 0,073 ; 0,079 ; 0,084 ; 0,090 ; 0,096 ; 0,102 ; 0,108.

Testele numerice efectuate cu același număr de elemente finite, dar cu arii egale, au dus la oscilații mari ale temperaturii în zona în care răcirea semifabricatului este puternică.

Elementele finite utilizate au fost cele izoparametrice cu nouă noduri (anexa A1—A3), pentru parametrul θ s-a ales valoarea $\theta = 2/3$, iar drept valoare prescrisă a erorii relative pe pas s-a fixat mărimea $\varepsilon = 0{,}01$.

Pentru a se evidenția distribuția temperaturii în domeniul Δ_0 analizat în funcție de timp s-au ales patru puncte caracteristice, a căror poziție este prezentată în figura 1. Variația în

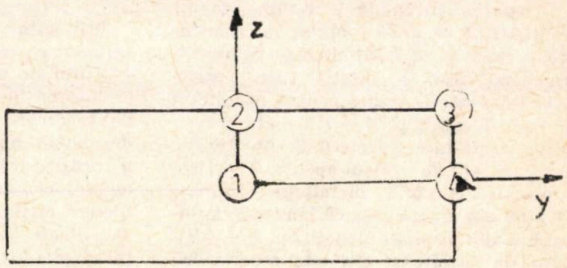


Fig. 1. Punctele caracteristice ale domeniului Δ_0 în care a fost urmărită variația în timp a temperaturii

timp a temperaturii pentru aceste puncte, în cazul unui semifabricat cu grosimea de 0,150 m, cu temperatura de scoatere din cuptor $T_H = 1598$ K, iar temperatura mediului ambiant $\bar{T} = 243$ K, este dată în figura 2. Din analiza curbelor prezentate în figura 2 se constată o variație foarte mică a temperaturii în zona centrală a semifabricatului (punctul 1), în această zonă temperatura scăzînd după 60 s cu 4 K ; totodată, se poate constata că variația în timp a temperaturii în punctele 2 și 3 este identică, iar răcirea cea mai puternică se obține în zona punctului 4.

Distribuția temperaturii pe grosimea semifabricatului în diferite zone pe lățimea acestuia ($y/b_0 = 0$; 0,75 ; 1) este arătată în figura 3, la momentul $t_p = 60$ s după scoaterea din cup-

* Prima parte a acestui articol a fost publicată în revista Metalurgia nr. 9 din 1986, în care a fost prezentată și întreaga bibliografie.

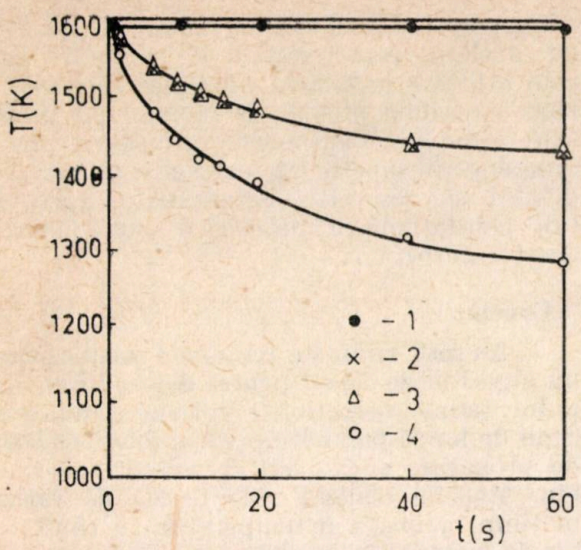


Fig. 2. Variația în timp a temperaturii unui semifabricat în cele patru puncte caracteristice din fig. 1 ($T_H = 1598$ K, $2h_0 = 0{,}150$ m, $\bar{T} = 293$ K)

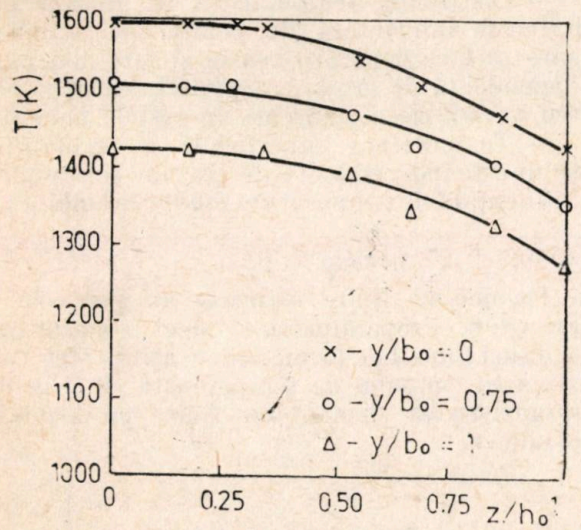


Fig. 3. Distribuția temperaturii pe grosimea semifabricatu lui în diferite zone din lățimea acestuia ($T_H = 1598$ K $\bar{T} = 293$ K, $t_p = 60$ s)

tor. Din această figură se observă că răcirea cea mai puternică a semifabricatului se obține, așa cum era de așteptat, la marginea acestuia, adică pentru $y/b_0 = 1$.

Influența temperaturii mediului ambiant, $\bar{T}$, asupra variației în timp a temperaturii semifabricatului în cazul punctelor 2 (3) este dată în figura 4, pentru trei temperaturi diferite ($\bar{T} = 293$ K; 873 K; 1073 K). Aspectul interesant al acestor teste numerice îl constituie dependența relativ scăzută a temperaturii semifabricatului de temperatura mediului ambiant; după 60 s temperatura în punctele 2 (3) pentru $\bar{T} = 293$ K este cu 80 K mai scăzută decît temperatura în aceleași puncte în cazul în care $\bar{T} = 1073$ K.

Alte teste numerice au fost efectuate în vederea evidențierii influenței temperaturii de

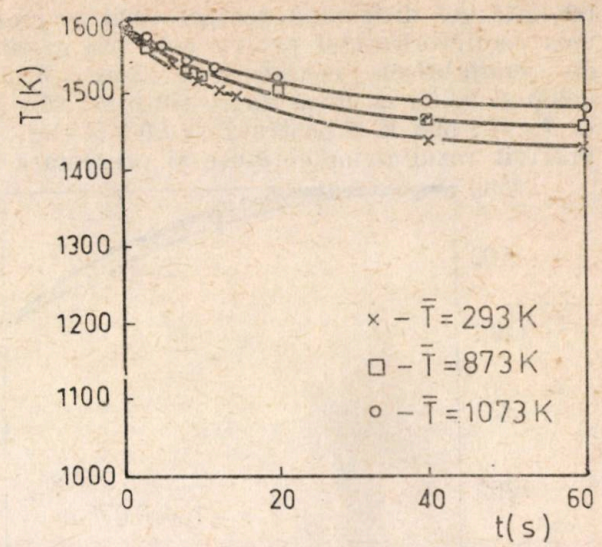


Fig. 4. Variația în timp a temperaturii în punctele 2+3, pentru diferite valori ale lui $\bar{T}$ ($T_H = 1598$ K, $2h_0 = 0{,}150$m)

scoatere din cuptor asupra modului de variație în timp a temperaturii punctelor 2(3), luîndu-se în considerare trei temperaturi, și anume: T_H=1 598, 1 548 și 1 498 K, iar curbele de răcire obținute sînt date în figura 5. Diferența dintre T_H și temperatura după 60 s, notată cu T_{60}, are următoarele valori: $T_H - T_{60} = 136$ K

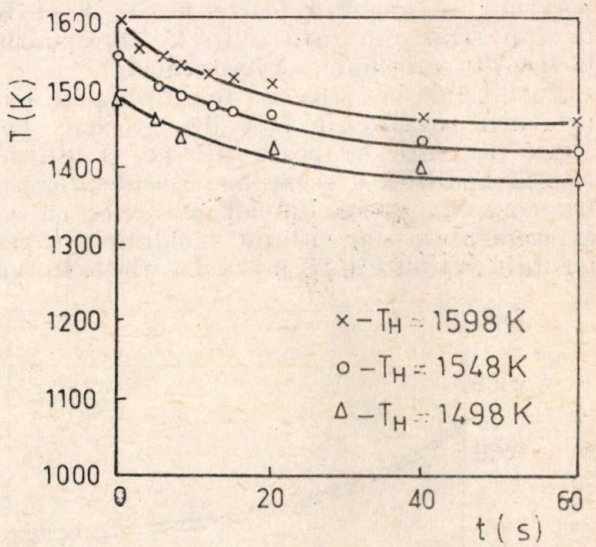


Fig. 5. Dependența de temperatura de scoatere din cuptor a modului de variație în timp a temperaturii semifabricatului în punctele 2+3 ($\bar{T} = 873$ K, $2h_0 = 0{,}150$ m)

pentru $T_H = 1598$ K, $T_H - T_{60} = 121$ K pentru $T_H = 1548$ K și $T_H - T_{60} = 110$K pentru $T_H = 1498$ K; în toate cele trei variante s-a considerat $\bar{T} = 873$ K.

O altă concluzie importantă a testelor numerice efectuate o constituie independența de grosimea semifabricatului a temperaturii superficiale, chiar după durate relativ mari de răcire ($t_p = 60$ s). Această comportare este

reliefată de distribuţia temperaturii pe grosimea semifabricatului pentru cele trei grosimi de semifabricat considerate: $2\,h_0 = 0{,}150$, 0,200 şi 0,250 m, după răcire timp de 60 s de la $T_H = 1\,598$ K şi pentru $\bar{T} = 293$ K (fig. 7). Potrivit rezultatelor obţinute şi prezentate în

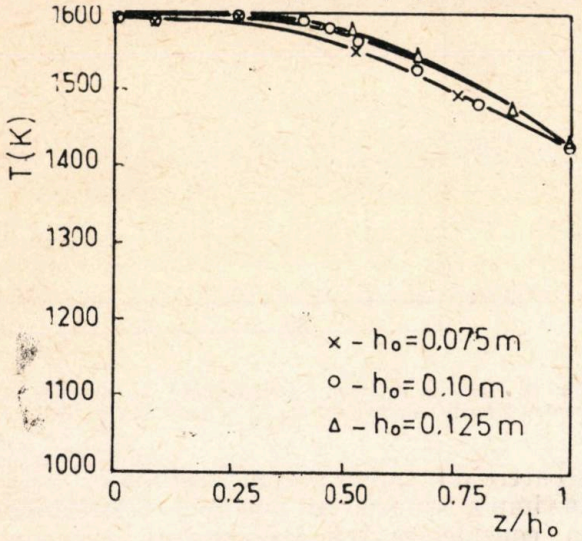


Fig. 6. Curbele de variaţie ale temperaturii pe grosimea semifabricatului pentru trei grosimi diferite: $2h_0 = 0{,}150$, 0,200 şi 0,250 m ($T_H = 1598$ K, $t_p = 60$ s, $\bar{T} = 293$ K)

figura 6, la grosimi mari, $2\,h_0 = 0{,}250$ m, temperatura se modifică foarte puţin (3—4 K), într-un strat din zona centrală corespunzînd la 0,4 din grosimea semifabricatului.

Pornind de la această invarianţă a temperaturii superficiale faţă de grosime, concluzie la care se poate ajunge şi utilizînd soluţia analitică a ecuaţiilor considerate, pentru compararea rezultatelor numerice cu cele experimentale s-au utilizat rezultatele experimentale obţinute în [4] privind variaţia în timp

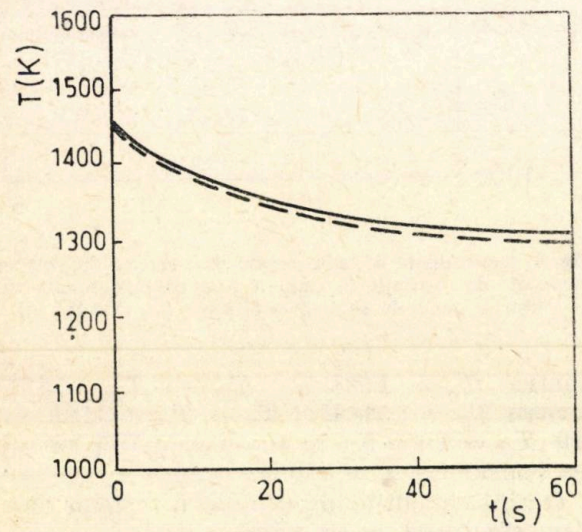


Fig. 7. Comparaţie între variaţia în timp a temperaturii superficiale determinată numeric (linia continuă) şi cea determinată experimental (linia întreruptă) [4] ($T_H = 1443$ K, $\bar{T} = 293$ K)

a temperaturii unei bare cu diametrul de 0,075m cu aceleaşi caracteristici de material ca şi cele utilizate în testele numerice efectuate pe baza modelului propus. În figura 7 sînt prezentate comparativ curbele de variaţie în timp ale temperaturii superficiale calculate pe baza modelului şi, respectiv, determinate experimental, constatîndu-se practic o suprapunere a acestor curbe.

Concluzii

— Au fost realizate un model matematic şi un algoritm de calcul pentru determinarea cîmpului termic nestaţionar într-un semifabricat rigid de formă paralelipipedică, folosind ecuaţia de propagare a căldurii şi metoda lui Galerkin. Modelul realizat ţine seamă de variaţia în timp, în funcţie de temperatură, a constantelor de material (ρ, c_v, k).

— Curbele de răcire calculate sînt în bună concordanţă cu cele determinate experimental.

— Distribuţia temperaturii pe grosime este puternic influenţată de poziţia pe lăţime în care se face determinarea ei şi este mai puţin dependentă de grosimea semifabricatului, pentru variantele considerate în testele numerice.

— Temperatura superficială a semifabricatului este independentă de grosime şi este puţin influenţată de temperatura mediului ambiant.

Anexa 1. *Elementele finite*

Elementele finite utilizate au fost cele lagrangiene izoparametrice, deci s-au utilizat aceleaşi funcţii de formă locale atît pentru aproximarea cîmpului de temperatură cît şi pentru reprezentarea elementelor finite pe domeniile canonice.

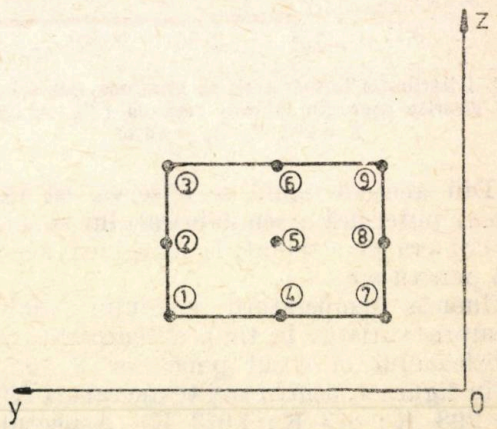


Fig. A1. Reprezentarea elementului finit lagrangian cu nouă noduri în coordonatele carteziene y, z din planul fizic

Figura A1 indică secţiunea $A^{(e)}$ a elementului finit (e) din planul fizic, raportată la coordonatele carteziene (y, z), iar figura A2 arată domeniul canonic $\Delta = (-1) \times (-1, 1)$ folosit pentru reprezentarea elementelor finite în planul coordonatelor naturale (ξ, η).

Dacă se notează cu i și j indicii ce corespund liniei, respectiv coloanei unui nod local și cu k indicele nodului local respectiv, atunci

$$k = 3(j-1) + i;\ i, j = 1, 2, 3;\ k = 1 \ldots 9 \tag{A1}$$

Anexa 2. *Funcțiile de formă*

Se desemnează prin $k^{(e)}$ nodul local k al elementului (e), $k = 1 \ldots 9$.

Se scrie $k^{(e)} \doteq \alpha$ ori de cîte ori nodul local $k^{(e)}$ coincide cu nodul global α.

Sistemul de funcții de formă locale $\varphi_k(\xi, \eta)$, $k = 1 \ldots 9$, $(\xi, \eta) \in \bar{\Delta}$ este definit prin condițiile

$$\varphi_k(k') = \begin{cases} 1 \text{ pentru } k = k';\ k, k' = 1 \ldots 9 \\ 0 \text{ pentru } k \neq k' \end{cases} \tag{A2}$$

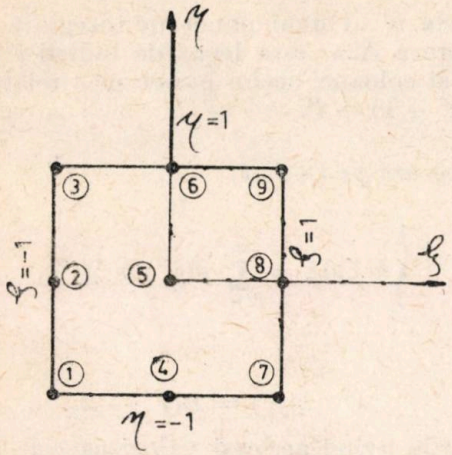


Fig. A2. Reprezentarea elementului finit lagrangian cu nouă noduri în coordonatele naturale ξ, η

Funcția de formă globală $\varnothing_\alpha(y, z)$ corespunzătoare nodului global α este definită astfel:

$$\varnothing_\alpha(yzz,) = \begin{cases} \varphi_\alpha(\xi, \eta) & \text{dacă } \alpha \doteq k^{(e)} \\ 0 & \text{dacă nu există nici un nod local } k^{(e)} \text{ ce coincide cu nodul global } \alpha, \end{cases}$$

unde

$$(y, z) \in \bar{A}^{(e)} \text{ și } (\xi, \eta) \in \bar{\Delta}.$$

Corespondența dintre coordonatele carteziene (y, z) ale unui punct din $\bar{A}^{(e)}$ și coordonatele naturale (ξ, η) ale punctului corespunzător din $\bar{\Delta}$ se face tot cu ajutorul funcțiilor de formă locale, după regula

$$y = \sum_{k=1}^{9} y_k^{(e)} \varphi_k(\xi, \eta) \tag{A.3}$$

$$z = \sum_{k=1}^{9} z_k^{(e)} \varphi_k(\xi, \eta),$$

unde $y_k^{(e)}$ și $z_k^{(e)}$ sînt coordonatele carteziene ale nodului local $k^{(e)}$.

Pentru a se asigura continuitatea funcțiilor de formă în tot domeniul Δ s-au ales drept funcții de formă locale funcțiile produse de polinoame de interpolare Lagrange de gradul 2 în variabilele ξ și η, și anume:

$$\varphi_k(\xi, \eta) = f_i(\eta) f_j(\xi);\ i, j = 1, 2, 3;\ k = 1 \ldots 9, \tag{A4}$$

unde legătura dintre indici este dată de (A1), iar

$$f_1(x) = \frac{1}{2} x(x-1),\ f_2(x) = 1 - x^2,$$

$$f_3(x) = \frac{1}{2} x(x+1), \tag{A5}$$

pentru $x \in [-1, 1]$.

Anexa 3. *Integrarea numerică*

În cazul integralelor simple, metoda Gauss-Legendre permite calcularea exactă a integralelor din polinoame cel mult de gradul $2n - 1$. Aproximarea unor astfel de integrale s-a făcut utilizîndu-se punctele de integrare Gauss și polinoamele de interpolare Legendre cu relația:

$$\int_{-1}^{1} h(\xi)\, \mathrm{d}\xi = \sum_{k=1}^{n} p(k)\, h(\xi(k)), \tag{A6}$$

unde $k = 1 \ldots n$ reprezintă indicii punctelor de integrare Gauss, $\xi(1) \ldots \xi(n)$ sînt rădăcinile polinomului Legendre de gradul n, iar $p(k)$ reprezintă ponderea corespunzătoare punctului de integrare avînd indicele k.

Pentru evaluarea integralelor duble s-a utilizat o relație asemănătoare cu (A6), și anume:

$$\int_{\Delta} g(\xi, \eta)\, \mathrm{d}\xi \mathrm{d}\eta = \sum_{i=1}^{n} \sum_{j=1}^{n} p(i, j)\, g(\xi(i, j), \eta(i, j)). \tag{A7}$$

În (A7) i și j reprezintă indicii liniei, respectiv coloanei punctelor de integrare, $\xi(i, j)$ și $\eta(i, j)$ sînt coordonatele naturale ale acestor puncte, iar $p(i, j) = p(i)\ p(j)$ sînt ponderile ce corespund punctelor respective.

În lucrare, s-a luat $n = 3$ în cazul ambelor tipuri de integrale. în figura A3 sînt indicate pozițiile punctelor de integrare Gauss folosite în domeniile canonice Δ și $(-1, 1)$.

Formele particulare ale relațiilor A6—A7 ce corespund situațiilor indicate pe figura A3 sînt prezentate în continuare.

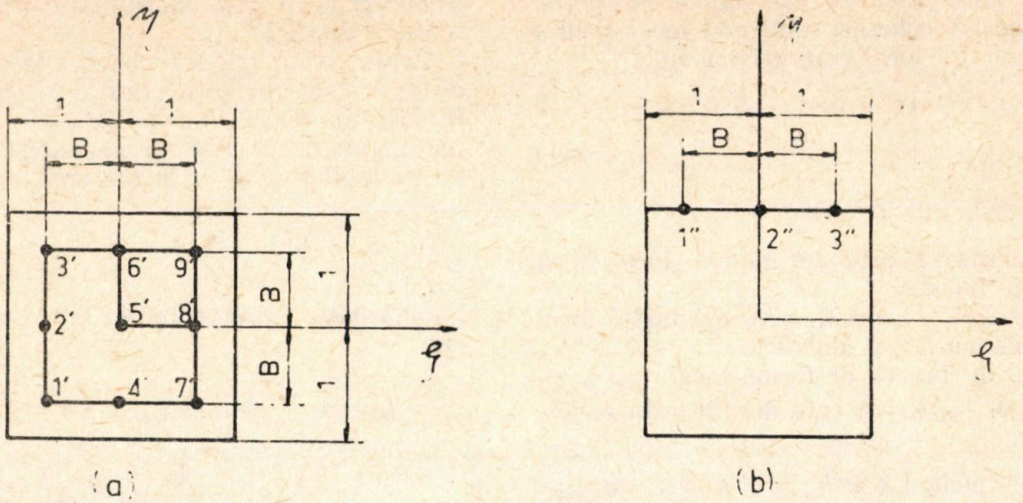


Fig. A3. Punctele de integrare numerică : *a* — pentru integrarea 3×3 pe Δ ; *b* — pentru integrarea pe linia $\eta=1, \xi\in[-1,1]$

Integrare 3 × 3 pe Δ

$$\int_{\Delta} g(\xi, \eta)\, \mathrm{d}\xi\, \mathrm{d}\eta =$$

$$= \sum_{j'=1}^{3} p(j') \sum_{i'=1}^{3} p(i')\, g(\xi i', j'), \eta(i', j'), \quad \text{(A8)}$$

unde

$$p(1) = p(3) = 5/9, \qquad p(2) = 8/9,$$

$$\xi(i', j) = B(j' - 2), \qquad \eta(i', j) = B(i' - 2),$$

$$B = \sqrt{3/5}$$

Indicele k' al unui punct de integrare curent din figura A2a este legat de indicii i' şi j' ai liniei şi coloanei acelui punct prin relaţia $k' = 3(j' - 1) + i'$.

Integrare pe $(-1, 1)$

$$\int_{-1}^{1} h(\xi)\mathrm{d}\xi = \sum_{j''=1}^{3} p(j'')\, h(\xi(j'')), \qquad \text{(A9)}$$

unde

$$\xi(j'') = B(j'' - 2),$$

ponderile avînd aceleaşi valori ca cele date în (A8).

Dr. ing. Maria Nicola,
dr. ing. Teodora Badea și
dr. chim. V. Brînzoi
Institutul politehnic — București

Epurarea electrochimică a apelor reziduale de la secțiile de galvanizare. Ape impurificate cu ioni PO_4^{3-} și ioni CN^-

CZ : 663.532 : 628.543

Îndepărtarea ionilor PO_4^{3-}

Soluțiile de lustruire electrochimică a suprafețelor metalice conțin peste 50% acid fosforic concentrat, ceea ce determină impurificarea apelor de spălare cu ioni PO_4^{3-}. Îndepărtarea acestora pe cale chimică este fie foarte lentă (precipitarea ionilor PO_4^{3-} cu $Ca(OH)_2$ și $CaCO_3$ pulbere la $pH > 7$)[1], fie costisitoare (îndepărtarea cu schimbători de ioni).

Metodele electrochimice de îndepărtare a ionilor PO_4^{3-} constînd în electroliza cu anozi solubili de fier [2] sau aluminiu [3] a apelor impurificate se pare că elimină aceste dezavantaje. Precipitatul hidroxidic format în urma dizolvării anodului înglobează ionii PO_4^{3-} și este îndepărtat prin filtrare.

Prezentul studiu are drept scop determinarea parametrilor optimi de electroliză pentru epurarea apelor cu conținut de PO_4^{3-} prin folosirea anozilor din oțel.

Date experimentale

Studiul experimental s-a făcut pe ape sintetice cu un conținut de 100 mg PO_4^{3-} la litru. Determinarea PO_4^{3-} s-a făcut sub formă de P_2O_5 prin fotocolorimetrarea complexului fosfo-vanado-molibdenic, folosind un spectrofotometru tip Eppendorf pentru domeniul vizibil.

Cercetarea s-a efectuat în două etape. În etapa inițială s-a folosit o celulă de capacitate 0,2 l cu un singur anod și doi catozi confecționați din oțel carbon, urmărindu-se eficiența epurării și consumul specific de energie în funcție de următorii parametri: pH, distanța dintre electrozi, timp de electroliză, densitate de curent.

În etapa următoare s-a folosit un electrolizor de capacitate 0,3 l, în care au fost montați în serie 16 electrozi din oțel carbon, realizîndu-se 15 celule electrochimice cu funcționarea bipolară a electrozilor intermediari.

În figura 1 este prezentată dependența eficienței de epurare (E, %) și a consumului specific de energie (W_{sp}) de distanța dintre electrozi, electroliza efectuindu-se la o densitate anodică de curent constantă de 0,5 A/dm², timp de 20 min. Consumul specific de energie crește linear cu distanța datorită creșterii corespunzătoare a căderii ohmice de tensiune în electrolit. Eficiența prezintă un maxim de 77% la distanța de 2,4 cm, fiind deci optimă în această etapă.

Figura 2 prezintă dependența eficienței de pH-ul soluției. Domeniul optim de pH este de 6—8; depășirea acestui interval duce la scăderi bruște ale eficienței.

Menținîndu-se distanța dintre electrozi de 2,4 cm și $pH = 7$, s-a urmărit variația eficienței în funcție de densitatea anodică de curent și de timpul de electroliză (fig. 3).

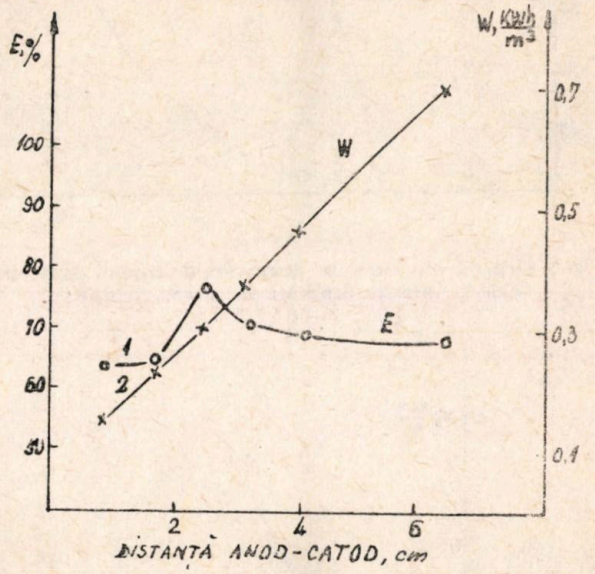


Fig. 1. Dependența eficienței de epurare (*1*) și a consumului de energie (*2*) de distanța dintre electrozi

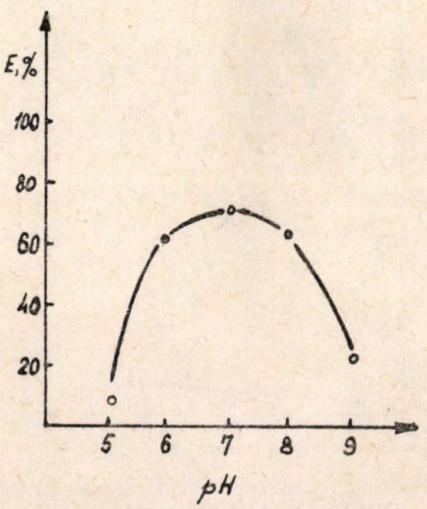


Fig. 2. Dependența eficienței de epurare de pH-ul apei

Eficiența epurării crește cu densitatea de curent și cu timpul de electroliză; la trecerea unei cantități de curent de 600 As prin electrolizor eficiența depășește valoarea de 75% (linia punctată) indiferent de densitatea de curent aplicată.

Figura 4 prezintă dependența consumului specific de energie de timpul de electroliză și de densitatea de curent. La densități mici de curent consumul de energie este sub 0,1 kWh/m³

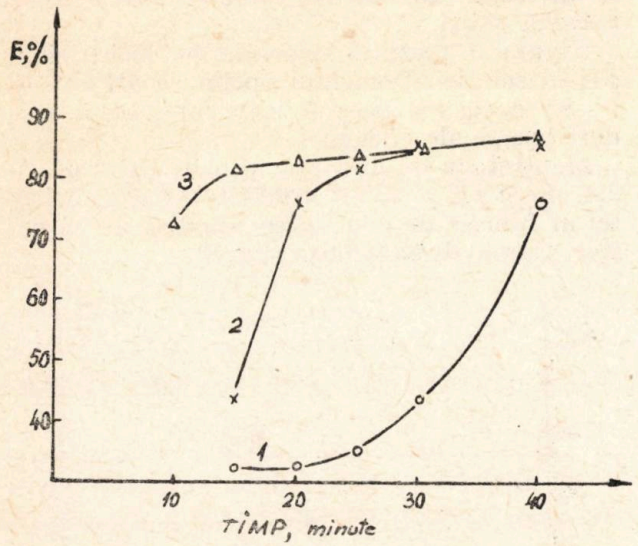


Fig. 3. Dependența eficienței de epurare de timpul de electroliză la diferite densități de curent, A/dm²:
1 — 0,25; *2* — 0,5; *3* — 0,75

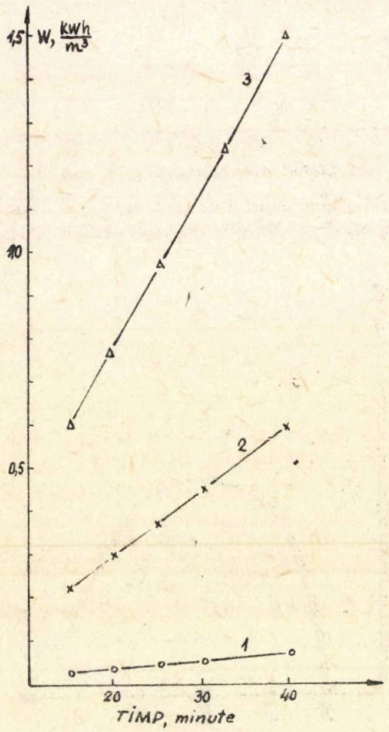


Fig. 4. Dependența consumului specific de energie de timp la diferite densități de curent, A/dm²:
1 — 0,25; *2* — 0,5; *3* — 0,75

pentru o eficiență de 76%. Creșterea densității de curent are efecte nefavorabile asupra consumului de energie, acesta atingînd valoarea de 0,6 kWh/m³ pentru o eficiență de 80% la densitatea de 0,75 A/dm². Polarizarea puternică a electrozilor la densități mai mari de curent determină creșteri foarte mari ale consumului de energie. La aceeași eficiență, o creștere de două și de trei ori a densității de curent (ceea ce are ca efect scurtarea corespunzătoare a timpului de electroliză) determină o creștere de peste trei ori și, respectiv, peste șase ori a consumului de energie.

Din punctul de vedere al consumului de energie densitatea optimă este 0,25 A/dm². Timpul de electroliză de 40 minute pentru atingerea unei eficiențe de 75% este însă foarte mare și nu permite realizarea unor instalații în flux continuu.

Pentru creșterea eficienței și economicității procedeului de epurare electrochimică a apelor reziduale impurificate cu ioni PO_4^{3-} s-a adoptat o nouă soluție tehnologică, constînd dintr-un electrolizor în care s-au montat în serie 16 electrozi confecționați din oțel carbon. Parametrii de electroliză realizați cu această celulă sînt prezentați în tabelul 1.

Tabelul 1

Parametrii de epurare a apelor impurificate cu ioni PO_4^{3-}

Densitatea de curent, A/dm²	Timpul de electroliză, min	Eficiența epurării, %	Consumul specific de energie, kWh/m³
0,250	10	92,70	0,733
0,125	10	93,16	0,200
0,060	10	90,70	0,056
0,030	10	85,30	0,014
0,125	8	93,06	0,160
0,125	6	92,94	0,120
0,125	4	92,77	0,090
0,125	2	92,59	0,040

Pentru un timp de electroliză constant, de 10 minute, eficiența de epurare în funcție de densitatea de curent prezintă valoarea maximă de 93,16% la 0,125 A/dm².

La densitatea constantă de 0,125 A/dm² eficiența scade odată cu reducerea timpului de electroliză, menținîndu-se peste 92% și la 2 minute, condiție care prezintă un consum de energie de numai 0,04 kWh/m³.

Studiile de laborator privind epurarea electrochimică a apelor reziduale impurificate cu ioni PO_4^{3-} arată că metoda este eficientă și economică și permite realizarea unor instalații de tratare în flux continuu, cu o viteză apreciabilă.

În urma studiilor de laborator se desprinde clar concluzia că metoda electrochimică de

epurare a apelor reziduale industriale impurificate cu ioni PO_4^{3-} este o metodă economică și eficientă.

Îndepărtarea ionilor CN^-

Apele reziduale cu conținut de cianuri reprezintă una din sursele cele mai importante de poluare a mediului înconjurător, acidul cianhidric și sărurile sale fiind considerate printre otrăvurile cele mai puternice. Îndepărtarea cianurilor din apele reziduale reprezintă, din această cauză, o necesitate de prim ordin. Se aplică în prezent două metode mai importante de purificare : oxidare chimică și oxidare electrochimică.

Oxidarea chimică folosește, de regulă, hipocloriți drept reactivi care, fiind foarte scumpi, fac metoda ineficientă.

Oxidarea electrochimică este de preferat celei chimice, datorită eficacității ridicate, mai ales în condițiile intensificării procesului prin alcalinizarea sau adăugarea de cloruri alcaline [4]—[15]. Procesul de oxidare anodică a cianurilor în medii alcaline are loc conform reacțiilor :

$$CN^- + 2\,OH^- - 2\,e \rightarrow CNO^- + H_2O$$

$$2\,CNO^- + 6\,OH^- - 6\,e \rightarrow 2\,HCO_3^- + N_2 + H_2O$$

În prezența unor cloruri agentul oxidant este atomul de clor activ, format în procesul anodic :

$$2\,Cl^- - 2e \rightarrow 2\,Cl$$

$$2\,Cl + CN^- + 2\,OH^- \rightarrow CNO^- + 2\,Cl^- + H_2O$$

$$2\,CNO^- + 6\,OH^- - 6\,e \rightarrow 2\,HCO_3^- + N_2 + H_2O$$

După cum se observă, produșii de reacție rezultați (bicarbonați, azot gazos și apă) sînt produși netoxici.

Studiile experimentale prezentate în lucrarea de față se referă la îndepărtarea cianurilor din ape sintetice, prin oxidare electrochimică pe anozi de grafit.

S-au folosit ape cu conținut de 5 g/l NaCN, apropiat celui prezentat de apele reziduale provenite din secțiile de galvanizare.

Procedeul electrochimic a fost intensificat prin folosirea unor adaosuri (NaOH, NaCl).

Date experimentale

Purificarea electrochimică s-a realizat într-o celulă de electroliză, fără separarea spațiilor catodic și anodic. Drept catozi s-au folosit două site circulare din oțel inoxidabil de suprafață mare (pentru a evita reacția de reformare a cianurii), plasate în interiorul și în afara anozilor de grafit. Aceștia din urmă, în număr de șase, în formă de tijă, cu suprafața totală de 50 cm^2, au fost fixați pe o circumferință, în capacul celulei.

S-au experimentat soluții cu concentrație constantă de NaCN (5 g/l) și variabilă de NaOH (5—15 g/l) și NaCl (15—45 g/l).

Experimentările au urmărit stabilirea influenței unor parametri de lucru (densitatea de curent, timpul de electroliză) și a prezenței unor adaosuri asupra eficacității epurării. Eficacitatea s-a raportat la conținutul total de cianură, înainte și după electroliză. Determinările conținutului de cianură s-au realizat cu ajutorul unui electrod selectiv de ioni CN^-.

Densitatea de curent s-a variat în intervalul 1—5 A/dm^2, iar timpul de electroliză între 0,5—3 h.

S-au efectuat mai întîi determinări cu soluții cu conținut exclusiv de NaCN (5 g/l). Condițiile optime de epurare pentru aceste soluții sînt considerate a fi : densitatea anodică de curent, 2 A/dm^2; timpul de electroliză, 2 h; eficacitatea epurării, 68,5%, cu un consum specific de energie de 34 kWh/m^3 apă (tab. 2).

Tabelul 2

Influența compoziției soluției asupra epurării electrochimice a apelor reziduale cianurice

Compoziția electrolitului, g/l			Densitatea de curent, A/dm^2	Timpul de electroliză, h	Eficacitatea, %	Consumul specific, kWh/m^3
NaCN	NaOH	NaCl				
5	—	—	2	2	68,5	34
5	5	—	2	2	71,0	32,6
5	10	—	2	2	75,3	32,0
5	15	—	2	2	76,0	32,3
5	10	15	2	2	81,4	32,2
5	10	30	2	2	97,6	31,5
5	10	45	2	2	97,8	31,2

Pentru aceste condiții s-a încercat intensificarea procesului de epurare prin adăugare de NaOH în concentrații de 5, 10 și 15 g/l. S-a constatat o mărire a eficacității odată cu creșterea conținutului de hidroxid, concentrația optimă fiind de 10 g/l ($pH = 14$); peste această concentrație nu se obține o creștere vizibilă a eficacității. Se observă că, la densitatea de curent de 2 A/dm^2 și la un timp de electroliză de 2 h, eficacitatea crește doar cu 0,7% peste concentrația de 10 g/l NaOH (de la 75,3% la 10 g/l la 76% la 15 g/l NaOH) (tab. 2).

Pentru intensificarea în continuare a procesului de epurare, s-a studiat influența adaosului de NaCl în concentrații de 15, 30 și 45 g/l. Condițiile optime găsite sînt cele corespunzătoare soluției nr. 6 din tabelul 2, respectiv : concentrația NaOH 10 g/l, concentrația NaCl 30 g/l, densitatea de curent 2 A/dm^2, timp de electroliză 2 h, cu un consum specific de ener-

Tabelul 3

Influența densității de curent și a timpului de electroliză asupra epurării apelor reziduale cianurice. Compoziția electrolitului: NaCN—5 g/l; NaOH—10 g/l; NaCl—30 g/l

Densitatea de curent, A/dm²	Timpul de electroliză, h	Eficacitatea, %	Consumul specific de energie, kWh/m³
1	2	50,5	15,3
2	2	97,6	31,5
3	2	99,0	50,2
4	2	99,1	69,1
2	0,5	21,4	9,1
2	1	44,2	16,0
2	2	97,6	31,5
2	3	99,0	48,1

gie de 31,5 kWh/m³. Eficacitatea epurării pentru aceste condiții este de 97,6%.

Pentru această ultimă soluție s-a studiat influența densității anodice de curent și a timpului de electroliză (tab. 3).

Se observă o creștere vizibilă a eficacității procesului odată cu creșterea densității de curent; în același timp însă, consumul specific de energie se mărește foarte mult (exemplu: la 4 A/dm² pentru o creștere a eficacității de la 97,6 la 99%, consumul specific de energie se dublează de la 31,5 la 69,1 kWh/m³).

Creșterea timpului de electroliză de la 2 la 3 h (pentru o densitate de curent de 2 A/dm²) aduce cu sine o creștere relativ mică a eficacității (de la 97,6 la 99%), în schimb consumul specific crește de asemenea mult (de la 31,5 la 48,1 kWh/m³).

Sintetizînd rezultatele obținute, se poate trage concluzia că epurarea electrochimică a apelor reziduale cu conținut de cianură poate fi un proces eficient și puțin costisitor, dacă procesul se intensifică prin adăugare de NaOH (10 g/l) și NaCl (30 g/l).

Condițiile optime pentru proces sînt: densitatea anodică de curent — 2 A/dm², timpul de electroliză — 2 h, consumul specific de energie — 31,5 kWh/m³, eficacitatea epurării — 97,6%

BIBLIOGRAFIE

[1] Brevet Japonia, 8150104, 1981.
[2] Brevet Japonia 7884358, 1978.
[3] Brevet Japonia 77105755, 1977
[4] Brevet U.R.S.S. 448 029, 1974.
[5] Brevet R.F.G. 2 337 355, 1974.
[6] Brevet din Marea Britanie 1 362 704, 1974.
[7] Hillis, M. R. În: Trans. Inst. Met. Finish, vol. 55, Anglia, nr. 1, 1975, p. 65.
[8] Brevet Japonia 77 365 81, 1977.
[9] Brevet Japonia 78 43 351, 1978.
[10] Brevet S.U.A. 4 145 268, 1979.
[11] Brevet U.R.S.S. 431 125, 1974.
[12] Kuhn, A. T. În: J. Appl. Chem. Biotechnol. S.U.A., 21, nr. 2, p. 29, 1971.
[13] Kurz, H. W., Weber, W. În: Galvanotechnik, R.F.G., nr. 3, p. 92, 1962.
[14] Brevet Japonia, 7 654 877, 1976.
[15] Brevet Franța 2 190 743, 1974.

REVISTA REVISTELOR

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 6, 1986

Un laminor modern pentru șine de cale ferată, alimentat de instalația de turnare continuă a societății Wheeling—Pittsburgh, p. 25 — ZINCQUENCH — un nou procedeu de acoperire a oțelurilor, p. 32 — ACCU-ROLL — un nou tip de laminor de țevi fără sudură, p. 36 — Obținerea unei cantități reduse de NO_x în arzătoarele cuptoarelor, p. 43 — O metodă modernă de control al laminării barelor și sîrmei, p. 47 — Lagărele etanșe ale fusului de cilindru, p. 52 — Cristalizoare răcite prin stropire pentru mașinile de turnare continuă, p. 57.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 5, 1986

Activitatea societății California Steel Industries, p. 19 — Sisteme moderne electronice de măsurare, utilizate pentru îmbunătățirea funcționării cuptorului electric cu arc, p. 27 — Recăptușirea furnalului nr. 1 de la societatea China Steel Corp., p. 36 — Punerea în funcțiune a liniei de electrogalvanizare, p. 42 — Proiectarea, instalarea și punerea în funcțiune a mașinii de turnare cu roată rotativă, p. 45 — Aplicarea tehnologiei moderne la proiectarea unui furnal de mare capacitate, p. 50 — Societatea Bethlehem Steel Corp. finalizează și continuă aplicarea proiectelor capitale la firma Shape and Rail Products Div., p. 61 — Societatea Jessop Steel asigură protecția contra incendiilor, p. 63 — Societatea Inland rezolvă problemele de întreținere a reductorului de viteză, p. 65.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 6, 1986

Deformabilitatea materialelor metalice în funcție de tipul stării de tensiune, p. 201 — Deformabilitatea la rece a aliajelor de FeCo și FeCo—2V, p. 206 — Rolul oțelăriei și laminorului la fabricarea sortimentelor de bandă pentru dinam, de calitate superioară, p. 208 — Utilizarea cajei de laminor cu șase role în procesul de laminare la rece, p. 212 — Un nou set de cilindri pentru caje cuarto, p. 218 — Testări ale suprafeței în timpul procesului de fabricare a benzii la rece, p. 218—Analiza texturii în scopul optimizării fabricării și proprietățile magnetice ale tablei pentru dinam, p. 223 — Date privind influența duratei și temperaturii de austenitizare asupra structurii și proprietăților benzii din oțel pentru arcuri, tratate termic continuu, p. 227 — Noi sisteme de acoperire pentru lăcuirea benzii de oțel, p. 229 — Studiul asupra relațiilor termice, la testul de torsiune la cald, p. 233 — Ramura „Deformarea metalelor", din cadrul secției de „Metalurgie și studiul materialelor" de la Bergakademie Freiberg (Academia de mine), p. 239.

Ing. Teodora Săbău, ing. Fl. Ştefănescu
Ing. Gh. Istrate, ing. Gabriela Rădoi
Institutul politehnic — Bucureşti

Modelarea procesului de formare a aderenţelor mecanice

CZ : 621.744

Pătrunderea aliajului lichid în porii amestecului de formare reprezintă unul dintre cele mai nedorite procese care survin la turnare, generînd principalul defect de suprafaţă, şi anume aderenţa.

Studiul apariţiei aderenţelor este dificil de întreprins deoarece la contactul aliajului cu forma se desfăşoară o multitudine de fenomene care se anulează sau se intensifică reciproc, făcînd imposibilă o prognozare a efectului final numai pe baza consideraţiilor teoretice.

Într-o primă etapă, cînd procesele chimice sau termice nu sînt încă amorsate, pătrunderea aliajului lichid în canalele capilare ale amestecului de formare poate fi descrisă pe baza teoriei curgerii lichidelor prin medii poroase.

Înălţimea h de urcare a lichidului în canalul capilar se determină cu relaţia :

$$h = \frac{2\sigma \cos \theta}{r}$$

în care : σ este tensiunea superficială a aliajului ;
θ — unghiul de umectare a materialului de formare de către aliaj ;
r — raza canalului capilar.

Faza lichidă se deplasează în canalele capilare relativ încet, ceea ce permite aprecierea că are loc o curgere aproape laminară (s-a determinat că în cazul unui capilar cu raza de 0,1 mm curgerea este laminară chiar la viteze de 3—4 m/s, în timp ce viteza de pătrundere a aliajului este de circa o mie de ori mai mică).

Pentru a putea face un calcul teoretic al vitezei de deplasare a fazei lichide sînt necesare următoarele ipoteze simplificatoare :

— transferul de masă are loc unidirecţional, perpendicular pe peretele formei ;

— diametrul capilarului este mult mai mic decît lungimea lui ;

— la suprafaţa aliajului care pătrunde în canal acţionează presiunea determinată de forţe capilare şi presiunea metalostatică ;

— temperatura fazei lichide este aceeaşi cu temperatura capilarului.

Viteza de pătrundere a aliajului în porii formei, pe distanţa h, în cazul unei diferenţe Δp de presiune pe lungimea capilarului cu raza r, se calculează cu relaţia :

$$v = \frac{1}{8\eta_l} \frac{\partial P}{\partial h} r^2 \simeq \frac{1}{8\eta_l} \frac{\Delta p}{h} r^2$$

În cazul unui canal cilindric vertical, în care presiunea e dată doar de tensiunea superficială iar aliajul umectează suprafaţa formei, se poate scrie :

$$\Delta p' = \frac{2\sigma \cos \theta}{r} - \rho g x$$

şi deci :

$$v = \frac{1}{8\eta} \cdot \frac{\frac{2\sigma \cos \theta}{r} - \rho g x}{h} r^2$$

Timpul de deplasare a fazei lichide în capilar se stabileşte astfel :

$$t = \int_0^h \frac{dx}{v} = \int_0^h \frac{8\eta h}{\left(\frac{2\sigma \cos \theta}{r} - \rho g x\right) r^2} dx$$

Soluţia cuprinde un logaritm pe care dezvoltîndu-l în serie şi reţinînd doar primul termen se ajunge la expresia :

$$t = \frac{4\eta h^2}{r\sigma \cos \theta}$$

În cazul majorităţii aliajelor de turnătorie, în condiţii obişnuite de turnare, unghiul θ de umectare este mai mare de 90° şi, deci, forţele capilare se opun procesului de penetrare. Pe de altă parte însă Δp include şi presiunea metalostatică, iar prin modificarea acesteia se obţin adîncimi diferite de pătrundere.

Studiul influenţei presiunii metalostatice asupra adîncimii de penetrare este greu de făcut deoarece implică turnarea unor probe de dimensiuni mari. Din acest motiv s-a încercat modelarea presiunii metalostatice din cavitatea formei cu o depresiune creată în materialul de formare. Astfel, în cazul turnării fontei (cu densitatea egală cu 6,9 kg/dm³) o depresiune de 0,2 at înseamnă o presiune în cavitatea formei de circa 290 mm coloană fontă lichidă.

Cercetările experimentale efectuate au impus construirea unei instalaţii care să permită realizarea de încercări, în condiţii cît mai apropiate de condiţiile reale în care se desfăşoară procesele de interacţiune aliaj-formă.

Probele din amestec de formare (cu 6% silicat de sodiu) au fost realizate la dimensiunile standard, Ø 50 × 50, fiind îndesate cu trei lovituri de sonetă.

Depresiunea obținută cu o pompă de vid a atins valoarea de 0,4 at, modelîndu-se în acest fel o coloană de aliaj de 580 mm în cazul turnării fontei și de 1 480 mm în cazul turnării unui aliaj pe bază de aluminiu.

Pentru vidarea miezurilor s-a utilizat dispozitivul din figura 1, în care proba intră circa 30 mm și care asigură etanșeitatea părților care nu vin în contact cu aliajul lichid.

Dispozitivul cuprinde două elemente de prindere, *1*, o piesă de etanșare, *2*, prevăzută cu o sită, *3*, pentru reținerea eventualelor impurități de dimensiuni mari, un suport, *4*, și un furtun, *5*, pentru racordarea la pompa de vid.

Probele prinse astfel în dispozitiv s-au scufundat în aliaj lichid menținut la temperaturi aproximativ constante.

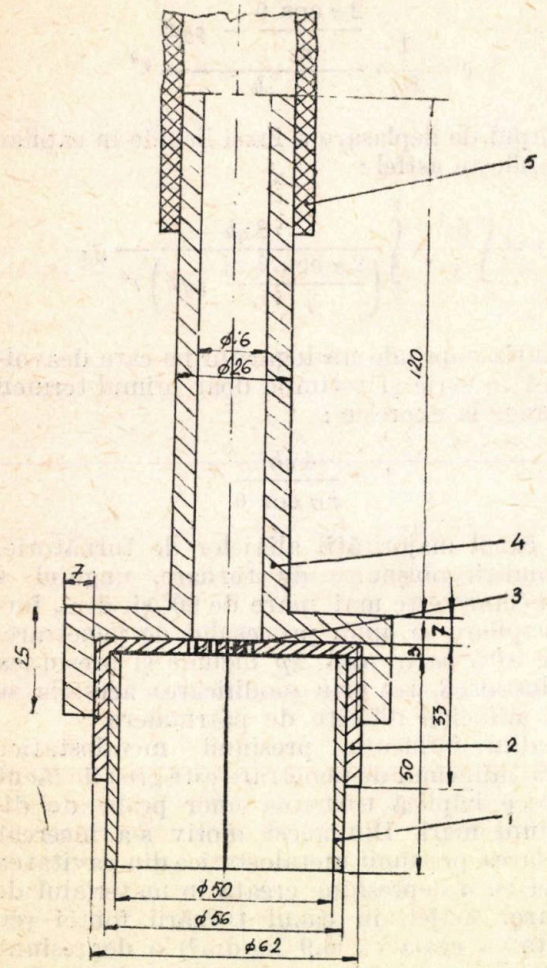


Fig. 1. Dispozitivul folosit pentru prinderea și vidarea probelor

Pentru a elimina influențele de natură chimică și termică din partea aliajului s-a utilizat un material care se toarnă la temperaturi relativ scăzute (ATSi 12).

Similitudinea comportării hidrodinamice privind aspectul mecanic al pătrunderii face ca rezultatele obținute prin folosirea aliajului pe bază de aluminiu să poată fi extinse și la alte aliaje.

S-a studiat capacitatea de pătrundere a aliajului în porii formei, variind următorii factori :

— granulația nisipului, folosind nisip sortat granulometric pe sitele cu mărimea ochiului de 0,1 ; 0,32 și 0,4 mm ;

— temperatura aliajului, utilizînd două temperaturi distincte, de 720 și 800°C ;

— timpul de contact dintre miez și baia metalică, care a avut valorile de 15, 25 și 35 s. Se poate admite că timpul de contact modelează grosimea peretelui piesei, considerînd pentru simplificare că fenomenul de pătrundere se produce numai în perioada de pierdere de către aliaj a temperaturii de supraîncălzire. Astfel, cu cît grosimea de perete va fi mai mare, cu atît acest timp va crește, între cele două mărimi fiind o corespondență directă.

Calculul duratei de cedare a căldurii de supraîncălzire se poate face cu relația :

$$t = \left[\frac{\sqrt{\pi}}{2}\,\frac{V\rho C}{bf\,S}\cdot\frac{T_t - T_l}{T_t - T_0}\right]^2$$

în care : V/S este grosimea echivalentă, d, a piesei turnate ;

ρ — densitatea aliajului, 2,7 kg/dm^3 ;

c — căldura specifică a aliajului, 1 150 J/kg K ;

bf — coeficientul de acumulare a căldurii al amestecului de formare, 1 200 Ws $^1/_2$/m^{2}K ;

Tt — temperatura de turnare, 720 și 800°C ;

Tl — temperatura lichidus pentru aliajul studiat, 511°C ;

T_0 — temperatura mediului ambiant, 20°C.

Rezultă astfel că pentru $Tt = 720$°C timpii de 15, 25 și 35 s corespund unor grosimi echivalente de 5,6 ; 7,3 și 8,6 mm, iar în cazul în care $Tt = 800$°C aceiași timpi corespund unor grosimi de 4,5 ; 5,8 și 6,9 mm.

După răcire, probele împreună cu stratul de aliaj solidificat au fost secționate longitudinal, analizîndu-se zona de interacțiune.

Valorile adîncimilor de pătrundere, Δ, obținute pentru parametrii tehnologici stabiliți, granulația amestecului de formare, temperatura de turnare și timpul de menținere sînt prezentate în tabelul 1.

În figura 2 este reprezentată grafic interdependența dintre toți factorii studiați, iar în figura 3 este prezentată imaginea mărită de cinci ori a zonei de pătrundere, în două cazuri limită față de condițiile de experimentare : cazul unei probe conținînd nisip cu granulația de 0,4 mm, scufundată în aliaj la 800°C, timp de 35 s (fig. 3, a), și al unei probe cu granulația de 0,1 mm, menținută în aliaj la temperatura de 720°C timp de 15 s (fig. 3, b).

Tabelul 1

Granulația, mm	Temperatura de turnare, °C	Timpul, s	Adîncimea de pătrundere, mm
0,1	720	15	0,7
0,1	720	25	0,9
0,1	720	35	1,1
0,1	800	15	1,1
0,1	800	25	1,3
0,1	800	35	1,4
0,32	720	15	1,3
0,32	720	25	1,5
0,32	720	35	1,6
0,32	800	15	1,7
0,32	800	25	1,8
0,32	800	35	1,9
0,4	720	15	1,5
0,4	720	25	1,7
0,4	720	35	1,8
0,4	800	15	2,0
0,4	800	25	2,1
0,4	800	35	2,2

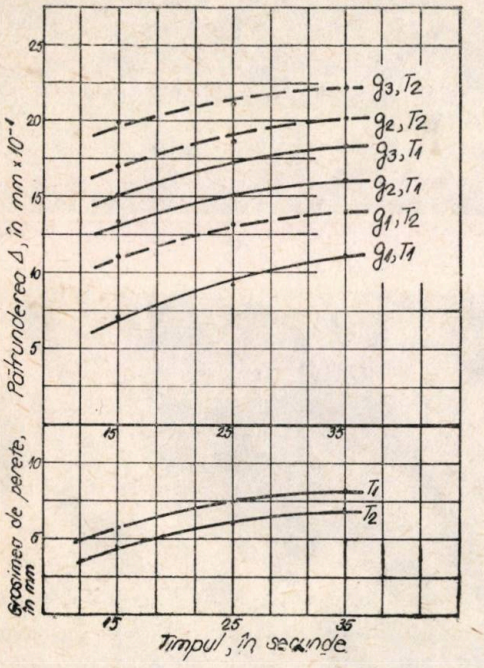
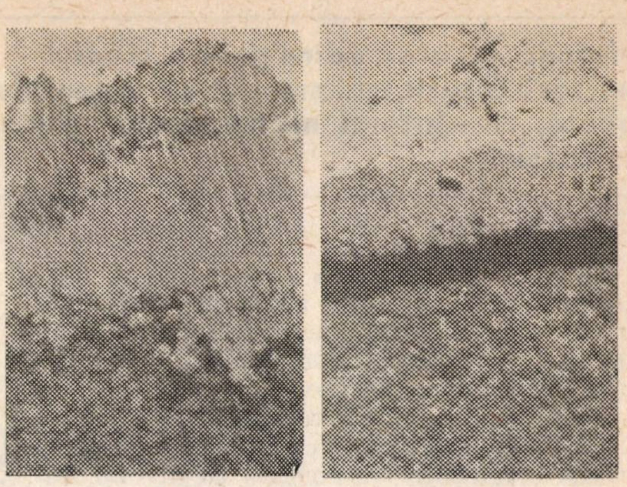


Fig. 2. Interdependența dintre timpul de menținere a aliajului lichid în contact cu forma și adîncimea de pătrundere, la două temperaturi diferite de turnare și pentru trei granulații ale materialului de formare

Analizînd nomograma din figura 2 rezultă următoarele :

— creșterea temperaturii aliajului determină o sporire a adîncimii de pătrundere. Interpretarea teoretică a acestui fenomen este simplă : creșterea temperaturii duce la o micșorare a tensiunii superficiale (excepție făcînd, în anumite domenii de temperatură, fonta) și la o reducere a viscozității aliajului, mărindu-se astfel viteza de înaintare a lichidului în canal. Se impune deci ca temperatura de turnare să



a *b*

Fig. 3. Imaginea zonei pătrunse de aliaj pentru două cazuri limită :
a — granulația = 0,4 mm, Tt = 800°C, timpul de pătrundere = 35 s ; *b* — granulația = 0,1 mm, Tt = 720°C, timpul de pătrundere = 15 s

fie cît mai apropiată de temperatura lichidus a aliajului considerat în special în cazul pieselor cu pereți groși ;

— granulația influențează în mod pronunțat adîncimea de pătrundere și reprezintă factorul cel mai ușor reglabil din punct de vedere tehnologic. Micșorarea granulației, deci și a razei capilarului r, duce la o creștere a forțelor care se opun penetrării. În cazul în care r devine nulă, această forță de rezistență tinde spre infinit. Micșorarea granulației este limitată de necesitatea realizării unei permeabilități corespunzătoare a amestecului de formare. Pe de altă parte însă, raza capilarelor se poate micșora doar superficial prin utilizarea vopselelor refractare ;

— creșterea timpului de contact dintre aliajul lichid și amestecul de formare mărește și el adîncimea de pătrundere, acest timp reprezentînd, după cum s-a mai arătat, grosimea echivalentă a piesei turnate. În vederea evitării formării aderențelor mecanice ar fi de dorit ca acest timp să fie cît mai mic, lucru realizabil prin mijloace tehnologice curente, cum ar fi intensificarea transferului de căldură spre exterior cu ajutorul răcitorilor, a amestecurilor de formare cu coeficient sporit de acumulare a căldurii, prin realizarea unor nervuri de răcire etc.

Lucrarea efectuată demonstrează posibilitatea transpunerii în laborator a unor procese greu de analizat în condiții industriale. Aplicarea principiilor de modelare stabilite face posibilă testarea rapidă a unor condiții de turnare cu aplicabilitate largă în practică, în scopul evitării producerii aderențelor mecanice, defect de turnare cu mare pondere în industria pieselor turnate.

Metodă de atac adînc pentru studiul microstructurii tridimensionale a fontelor albe aliate, cu ajutorul microscopului electronic cu baleiaj

Ing. Z. Tibori Szabó
I.C.P.I.A.F. Cluj-Napoca
și sing. Valentina Pițigoi
C.U.G. Cluj-Napoca

CZ : 669.131.2 : 621.385.833

Pentru caracterizarea rezistenței la uzură abrazivă a fontelor albe aliate sînt importante cunoașterea microstructurii tridimensionale a acestora și studierea formei spațiale a diferitelor tipuri de carburi complexe.

Acest studiu poate fi realizat cu ajutorul microscopului electronic cu baleiaj, pe probe special pregătite. Tratamentul cu diverși reactivi care atacă diferitele tipuri de carburi, lăsînd neatacate alte tipuri [1], urmat de studierea probei cu ajutorul microscopului optic, poate duce la o interpretare greșită a microstructurii tridimensionale prin studiul planului bidimensional al probei pregătite în mod clasic [2].

Powell [3] propune o metodă originală pentru fontele albe turnate cu conținut ridicat de Cr, în vederea examinării microstructurii cu ajutorul unui microscop electronic cu baleiaj. Soluția de atac propusă conține 10% $FeCl_3$, 10% HNO_3, 3% HCl în C_2H_5OH (procente de volum). Rezultatul scontat se obține prin jetarea soluției pe probă, obținîndu-se un așa-numit „atac adînc".

În cadrul încercărilor, s-au atacat microprobe prelevate din fonte albe turnate aliate cu 15% Cr, după turnare și după tratamentul termic de călire-revenire și s-au pregătit în felul următor :

S-au șlefuit microprobele cu dimensiuni de maximum Ø 5 mm și grosime de 2 mm prin înglobare în rășini dentare (tip plăci de bază, cu temperatura de înmuiere de cca 75°C), șlefuirea făcîndu-se în conformitate cu prevederile STAS 4 203-74.

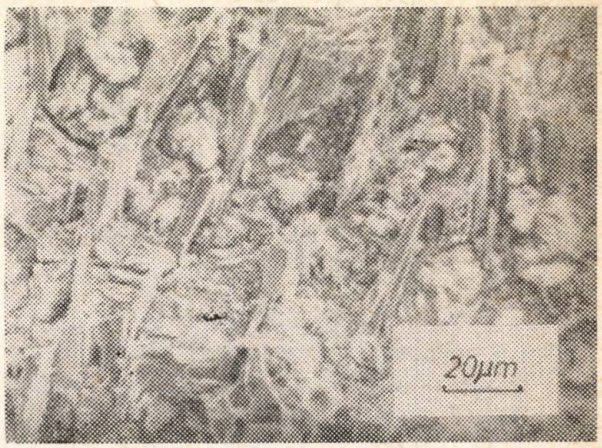
După șlefuire, microprobele s-au fixat pe pereții unui vas Berzelius cu un adeziv de uz general și s-au imersat într-o soluție de 3%, 5% și respectiv 10% Br, în C_2H_5OH (alcool etilic).

S-au atacat microprobele timp de 10, 15 și 25 min, prin agitarea soluției cu ajutorul unui agitator magnetic de laborator, după care s-au spălat sub jet de apă și apoi în alcool etilic, de puritate analitică.

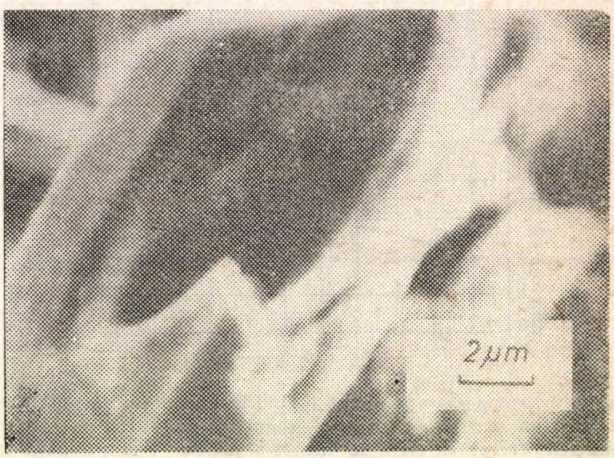
Microprobele astfel pregătite au fost studiate cu ajutorul unui microscop electronic cu baleiaj.

Compoziția chimică a fontei microprobelor studiate este prezentată în tabelul 1.

Rezultate optime s-au obținut pentru soluția de 5% Br în C_2H_5OH la un timp de atac adînc prin agitare de 15 min. În lipsa agitației, pe suprafața microprobei rămîn depuneri de compuși chimici care nu permit deslușirea morfologiei tridimensionale.



a



b

Fig. 1. Micrografia electronică a unei fonte albe aliate (stare brut turnată) atacate adînc cu o soluție de 5%Br în C_2H_5OH timp de 15 min :

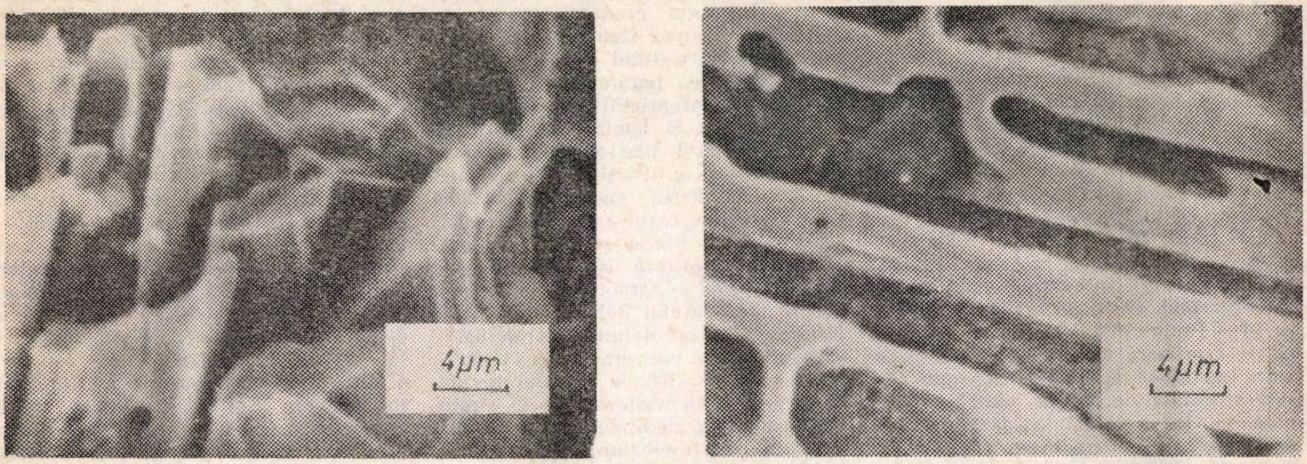
a — rozete de carbură eutectică; b — carburi prismatice cu secțiune hexagonală

Compoziția chimică a microprobelor de fontă studiate *Tabelul 1*

Fonta	Compoziția chimică, %									
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Mo	Ni	Cu	V
15 Cr	2,4	0,42	0,43	0,04	0,032	14,0	0,15	0,30	0,08	0,39

a *b*

Fig. 2. Micrografia electronică a unei fonte albe aliate tratate termic, atacată adînc cu o soluție de 5% Br în C_2H_5OH, timp de 15 min;
a — morfologia carburilor primare; b — morfologia carburilor secundare



a *b*

Fig. 3. Poziția relativă a planului de șlefuire față de axa rozetei de carburi la o fontă albă aliată; atac adînc cu o soluție de 5% Br în C_2H_2OH, timp de 15 min:
a — planul de șlefuire perpendicular pe axa rozetei de carburi; b — planul de șlefuire paralel cu axa rozetei de carburi

În figurile 1 și 2 este prezentată microstructura fontei în stare brut turnată (fig. 1, a), respectiv după tratamentul termic de călire-revenire (fig. 2, a).

Se poate observa faptul că separările de carburi primare nu sînt punctiforme sau sferoidale, ci au o formă spațială alungită, care tinde spre forme poliedrice regulate, de obicei de prismă hexagonală, goale în interior (fig. 1, b). Observarea lor în planul de șlefuire bidimensional al microscopiei optice duce la concluzia greșită că acestea sînt uneori punctiforme, alteori lamelare [4]. De fapt, acest lucru depinde numai de poziția planului de șlefuire față de așezarea spațială a acestor aglomerări de carburi din masa de bază austenitică, respectiv martensitică (fig. 3, a și 3, b).

Prin această metodă se poate observa și forma separărilor de carburi secundare după procesul de tratament termic (fig. 2, a și 2, b).

Metoda prezentată oferă posibilitatea aprofundării cercetărilor asupra structurii fontelor albe aliate prin studierea morfologiei separărilor de carburi eutectice sub formă de rozete și a celor complexe, numite pînă acum „cu morfologie aciculară" [5]. Acestea, de fapt, se dovedesc a fi rozete compuse din prisme cu secțiune hexagonală, cu lamele periferice formate din prisme îmbinate, prezentînd goluri interioare, adevărate compozite fibroase in situ cu o orientare la întîmplare.

Necesitatea aprofundării studiilor decurge din faptul că numai microscopia electronică poate ajuta la elucidarea mecanismului uzurii acestor fonte [6], în vederea îmbunătățirii proprietăților lor de rezistență la abraziune.

Imaginile obținute sînt comparative cu cele rezultate după atacul cu reactivul propus de Powell [3] sau cu cel al lui Costa [7], ce constă din 1 HF + 1HNO_3 + 6H_2O.

BIBLIOGRAFIE

[1] Maratray, F., Usseglio-Nanot, Atlas, R. *Transformation characteristics of chromium and chromium-molybdenum white irons.* Climax Molybdenum, S.U.A., M-457, 1971, p. 7—8.

[2] Powell, G. L. F., Heard, L. S. *Misinterpretation of microstructure in wear resistant alloy white irons.* Proc. 34 th Annual Conf. of the Australas. Inst. of Metals. Surfers Paradise, Australia, 1981, p. 1—4.

[3] Powell, G. L. F., Llyod, P. G. *A deep etching technique for the examination of the carbide of high-chromium cast iron in a scanning electron microscope.* În: Metallography, Australia, 1981, 14(3) p. 271—274.

[4] Maratray, F. *Choice of appropriate compositions for chromium-molibdenum white irons.* În: A.F.S. Transactions, S.U.A., 1971, vol. 79, p. 121—124.

[5] Dumitrescu, C., Bojin, D., Ioniță, Gh., Miu, A. *Aspecte structurale ale fontelor albe aliate, rezistente la uzare.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1983, 180—184.

[6] Buckley, D. H. *Investigation of wear phenomena by microscopy.* In: Journal of Microscopy, Anglia, nr. 2, aug., 1984, p. 119—38.

[7] Costa, P. H. C., Souza Santos, A. B. de Guedes, L. C., Gentil, Jr., F. P. *Tratamento termico de tempera de ferro fundido blanco com 15% Cr e 3% Mo.* În: Metalurgia, A.B.M., Brazilia, 34th Congr. da Assoc. Bras. Metais, Porto Alegre (RS), iulie 1979, p. 22.

REVISTA REVISTELOR

Izv. VUZ — Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 8, 1986

Suprafețele de contact ale fazelor de oxizi în elementele galvanice cu temperaturi ridicate cu electrozi de oxigen, p. 1 — Calculul entalpiei de formare a aliajelor lichide fier-ceriu-siliciu, p. 5 — Influența rarefierii aerului asupra cineticii de creștere a peliculelor de oxizi la oxidarea fierului Armco și a oțelurilor carbon, p. 10 — Studierea eficienței acțiunilor de reglare la comanda repartizării încărcăturii în furnal cu utilizarea dispozitivului de încărcare tip jgheab, p. 14 — Proprietățile fizico-chimice ale zgurelor primare de furnal, cu conținut mărit de alumină, p. 17 — Energia totală a jetului de suflare combinată în gura de vînt a furnalului, p. 21 — Modelul matematic de afinare a fontei în reactorul gazlift cu recirculație, p. 24 — Studierea comportării manganului la elaborarea oțelului cu conținut scăzut de mangan și foarte scăzut de carbon în convertizorul cu insuflare de oxigen, p. 26 — Unele particularități ale suflării băii de convertizor cu jeturi opuse, p. 29 — Studierea influenței nivelului zgurei asupra defosforării metalului la afinarea în convertizor a fontei fosforoase, p. 33 — Algoritmul proiectării automatizate a calibrărilor cilindrilor laminoarelor de profile, pe dispozitive de trasare a graficelor de tip rulou și planșetă, p. 37 — Problema răcirii sîrmei la trefilare, p. 41 — Repartizarea optimă a deformației la mașina de trefilat cu alunecare, p. 46 — Legitățile modificării densității la prelucrarea metalului prin presiune, p. 48 — Studierea coeficientului de frecare la trefilare, p. 53 — Influența gradului de deformare la laminare asupra structurii și proprietăților semifabricatului turnat continuu, p. 55 — Studierea parametrilor energetici de forță și a proprietăților mecanice ale oțelului 15GB la laminarea controlată, p. 58 — Efectul plastohidrodinamic al acoperirii de antifricțiune la trefilare, p. 62 — Studierea degradării oțelului pentru șine în cazul sarcinilor de ciclu scurt, p. 64 — Starea rețelei în apropierea limitei antifază în faza ordonată Ni_3Fe, p. 68 — Structura îmbinărilor sudate ale aliajului 36NHTIu, p. 72 — Deformabilitatea oțelului 03H11N10M2T în intervalul de temperaturi 20—1 100°C, p. 74 — Recristalizarea oțelului din pulberi, p. 79 — Transformările în straturile superficiale ale oțelurilor carbon aliate prin electroeroziune, la revenire, p. 82 — Proprietățile fizico-mecanice ale oțelurilor criogenice pe baza sistemului Fe—Mn—Al, p. 86 — Textura fierului policristalin după curgere cvasilichidă, p. 90 — Dedurizarea oțelului rapid la uzură, p. 93 — Creșterea densității și uniformității structurii pieselor turnate cu pereți groși și a lingourilor, p. 95 — Influența metalelor de pămînturi rare asupra forței termoelectromotoare a fierului și a aliajelor fier-carbon, p. 98 — Studierea deformării cristalizorului de cupru la turnarea continuă, p. 101 — Asigurarea informațională a pachetelor de programe aplicative pentru rezolvarea problemelor de termotehnică metalurgică, p. 106 — Interacțiunea fluxului de gaz concentrat cu un strat dens de material pulverulent, p. 111 — Problema calculului dispozitivelor de ardere rapidă cu gaz, p. 114 — Determinarea diametrului zonei de rarefiere a injectorului turbionar cu presiune scăzută, p. 118 — Identificarea dependențelor proprietăților mecanice ale laminatelor de compoziția chimică a oțelului de convertizor, p. 121 — Analiza psihologică și inginerească a activității profesionale a operatorilor de bluming, p. 128 — Sinteza bazei de date agregate la construcția sistemului interactiv, p. 132 — Studierea influenței parametrilor constructivi ai dispozitivelor de prindere pentru cabluri asupra mărimii coeficientului de frecare redus, p. 136 — Metodologia analizei factoriale a introducerii în acțiune a principalelor fonduri, p. 140—Tensiunea superficială a topiturii fier-bor, p. 147 — Desulfurarea fontei cu vanadiu, p. 148 — Influența hidrodinamicii asupra procesului de decarburare la insuflarea topiturii cu jet adînc, p. 149 — Calculul tensiunilor la presarea semifabricatelor inițial poroase, p. 150 — Repartizarea borului în lingourile pentru tablă groasă din oțel necalmat, p. 151 — Descompunerea sferelor de coordonare în apropierea defectelor punctiforme în aliajele ordonate, p. 152 — Rezistența electrică la temperatură scăzută a Fe50Ni50, p. 153 — Monocristalele înalt coercitive ale aliajelor Fe—Cr—Co—Mo, p. 154 — Utilizarea semnalelor informaționale de testare pentru reglarea modelului regimului termic al furnalului, p. 155 — Alegerea unui procedeu eficient de ardere a combustibilului în camerele de lucru ale încălzitoarelor cu țevi, p. 155 — Calculul compoziției echilibrate de metal la topirea cu regenerare a peletelor de Kacikanarsk, p. 156.

Ing. Gh. T. Pop
Combinatul de Utilaj Greu — Iaşi

Mecanismul şi cinetica procesului de acoperire superficială prin turnare

CZ : 669.718 : 621.746

Consideraţii cinetice asupra procesului

Conform cercetărilor experimentale efectuate, acoperirea superficială prin turnare se realizează pe baza transferului de masă la zona interfazică aliaj de turnare — formă, prin termocapilaritate şi difuzie superficială.

Procesul implică fenomene de suprafaţă cînd transferul de masă se desfăşoară cu viteze foarte mari.

Transferul de masă prin termocapilaritate are la bază teoria cuplului termodinamic care arată că dacă două mase lichide (ex. Fe şi Al) se unesc printr-un capilar la capetele căruia apare o diferenţă de potenţial, atunci de-a lungul capilarului apare o deplasare de substanţă determinată de acţiunea forţelor moleculare ale pereţilor capilarului asupra lichidului.

Diferenţa de potenţial se manifestă prin :

— cuplul de filtrare datorat diferenţei de presiune dp, exprimat prin relaţia :

$$q = K_f \frac{S_c}{L_c} \frac{dp}{\rho}$$

unde :

q este fluxul volumic de lichid ;
S_c — secţiunea capilarului, mm² ;
L_c — lungimea capilarului, mm ;
K_f — coeficientul de filtrare care pentru oţel este de $2{,}8 \cdot 10^{-5}$, m/s ;
dp — diferenţa de presiune la capetele capilarului ;
ρ — greutatea specifică a metalului lichid, $\frac{\text{da N}}{\text{m}^3}$

— cuplul de filtrare datorat diferenţei de temperatură dt este exprimat prin relaţia :

$$V_f = K_f \frac{S_c}{L_c} dt, \quad \text{m}^3/\text{s}$$

unde :

V_f este fluxul volumic de lichid filtrat ;
K_f — coeficientul termic de filtrare, $\frac{\text{m}^2}{\text{s} \cdot {}^\circ\text{C}}$;

dt — diferenţa de temperatură la capetele capilarului, °C.

Transferul de masă prin difuzie este descris de legile lui Fick ; legea a doua exprimă variaţia concentraţiei substanţei care difuzează în unitatea de timp, conform relaţiei :

$$\frac{dC}{d\tau} = D \frac{d^2C}{dx^2}$$

unde :

C este concentraţia substanţei care difuzează, % ;
τ — timpul de difuzie ;
x — direcţia şi adîncimea de difuzie, mm ;
D — coeficientul de difuzie, cm²/s.

Coeficientul de difuzie depinde de temperatură, conform relaţiei :

$$D = D_0 \cdot e^{-\frac{Ea}{RT}}$$

Variaţia coeficientului de difuzie cu temperatura pentru unele elemente metalice neferoase este prezentată în figura 1.

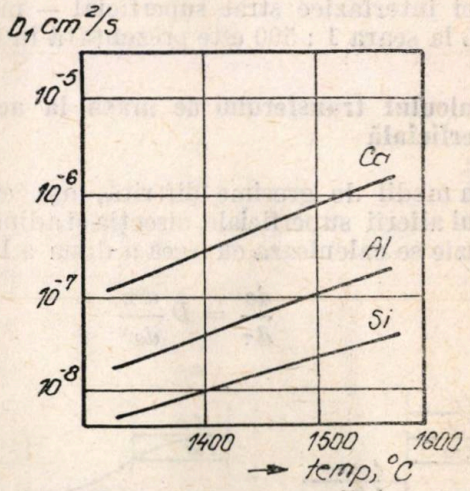


Fig. 1. Variaţia coeficientului de difuzie cu temperatura pentru unele metale neferoase

Coeficientul de difuzie poate fi calculat cu o bună aproximaţie cu ecuaţia : Stokes—Einstein :

$$D = \frac{RT}{6\pi\eta r N}, \quad \text{m}^2/\text{s}$$

unde :

N este numărul lui Avogadro $= 6{,}02 \times 10^{26}$ kmol ;
r — raza particulei care difuzează, $r_{Al} = 1{,}43$ Å ;
η — coeficientul de viscozitate dinamică, N · s/m².

Înlocuind în relația de mai sus datele caracteristice pentru aluminiul care difuzează în fier, se obține :

$$D_{Al-Fe} = \frac{8{,}314 \cdot 10^7 \cdot 1873}{6{,}02 \cdot 10^{26}} \times$$

$$\times \frac{1}{6 \cdot 3{,}14 \cdot 0{,}62 \cdot 1{,}43 \cdot 10^{-10}}$$

$$D_{Al-Fe} = 1{,}55 \cdot 10^{-9}\ m^2/s\ (1{,}55 \cdot 10^{-5}\ cm^2/s)$$

Rezultate experimentale cu privire la mecanismul și cinetica procesului de acoperire superficială

Cercetările experimentale efectuate și rezultatele obținute demonstrează faptul că transferul de masă în procesul de acoperire superficială prin turnare este complex; acesta se realizează în stare lichidă prin termocapilaritate, iar în stare solidă predomină transferul prin difuzie superficială.

Mecanismul procesului de transfer de masă prin termocapilaritate în sistemul complex aliaj-lichid — pastă de aliere — amestec de formare este prezentat în figura 2, iar micrografia zonei interfazice strat superficial — piesă turnată la scara 1 : 500 este prezentată în figura 3.

Calculul transferului de masă la acoperirea superficială

În medii de grosime diferită, așa cum este cazul alierii superficiale, direcția și adîncimea de difuzie se calculează cu legea a doua a lui Fick :

$$\frac{dc}{d\tau} = D\frac{d^2c}{dx^2} \qquad (1)$$

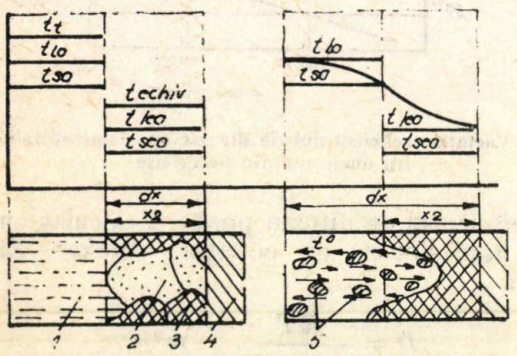


Fig. 2. Mecanismul procesului de transfer de masă la acoperirea superficială :
1 — aliaj de turnare; 2 — granule metalice; 3 — granule refractare; 4 — amestec formare; 5 — cristale metalice; d_x — grosimea stratului interfazic; x_2 — grosimea stratului pastă aliere; t_l — temperatura de turnare; t_{la} — temperatura lichidus a aliajului de turnare; t_{sa} — temperatura solidus a aliajului de turnare; t_{le} — temperatura lichidus a elementului de aliere

Condiția limită a ecuației este dată de grosimea stratului *1* :

$$0 \leqslant x \leqslant 1 \qquad (2)$$

Calculul variației concentrației aluminiului pe adîncimea stratului superficial pe probe de formă plană se determină cu relația :

$$\frac{C - C_0}{C_s - C_0} = 1{,}128\frac{\sqrt{D\tau}}{l} \qquad (3)$$

unde :

C este concentrația aluminiului difuzat la un moment dat;
C_s — concentrația aluminiului în pasta de aliere la zona interfazică $C_s = 50\%$;
C_0 — concentrația inițială a aluminiului în stratul superficial la $\tau = 0$, $C_0 = 0$;
l — adîncimea de difuzie a aluminiului în stratul superficial, mm.

În baza condițiilor limită relația (3) devine :

$$\frac{C - 0}{50 - 0} = \frac{1{,}128 \cdot 1{,}55 \cdot 10^{-5}}{l}$$

rezultînd :

$$C = 0{,}222\frac{\sqrt{\tau}}{l} \qquad (4)$$

Calculul variației concentrației aluminiului difuzat

Calculul variației concentrației aluminiului difuzat pe adîncimea stratului superficial s-a efectuat cu ajutorul calculatorului, rezultînd graficul din figura 4.

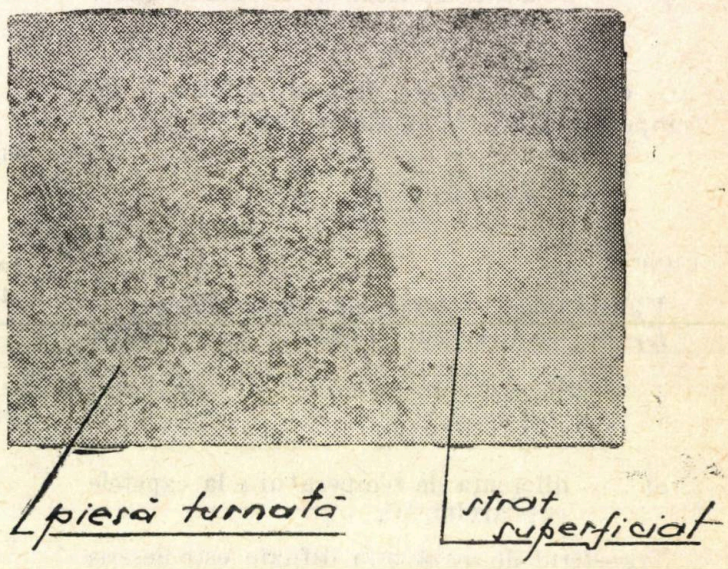


Fig. 3. Micrografia zonei interfazice strat superficial-piesă turnată

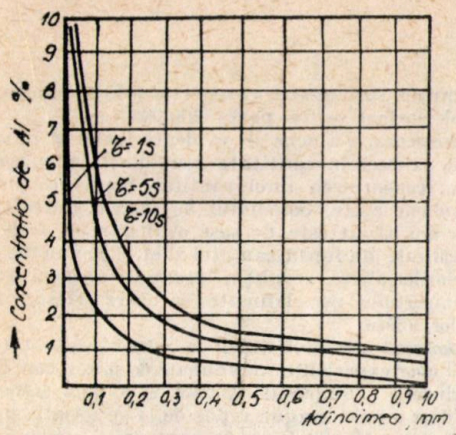


Fig. 4. Variația concentrației aluminiului difuzat pe adîncimea stratului superficial

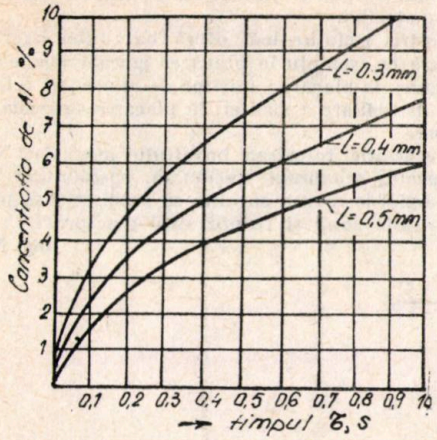


Fig. 5. Variația concentrației aluminiului difuzat în stratul superficial, funcție de timpul de difuzie

Din datele calculate și din figura 4 se desprind următoarele concluzii :

— adîncimea de difuzie a aluminiului în oțel crește cu timpul de difuzie conform relației (4) ;

— la durate de difuzie mici ($\tau \simeq 10$ s), specifice proceselor de acoperire superficială, s-au obținut adîncimi de 0,3—0,5 mm, adîncimi suficiente pentru a conferi stratului superficial proprietăți deosebite.

Calculul variației concentrației aluminiului în stratul superficial, în funcție de timpul de difuzie τ, s-a făcut tot în baza relației (4), obținîndu-se curbele de variație prezentate în figura 5, de unde rezultă următoarele concluzii :

— concentrația aluminiului difuzat în oțel este proporțională cu durata difuziei ;

— la adîncimi de difuzie mai mari de 0,5 mm sînt necesare durate mari de timp (peste 20 s). Din această cauză procesul de difuzie se limitează la acoperirea superficială la adîncimi mai mici de un milimetru, cunoscînd timpul scurt de contact aliaj-lichid.

BIBLIOGRAFIE

[1] Efimov, V. A. *Turnarea și cristalizarea oțelurilor.* București, Editura tehnică, 1980.

[2] Oprea, Fl. ș.a. *Teoria proceselor metalurgice.* București, Editura didactică și pedagogică, 1978.

[3] Brevet Franța, nr. 1.469.187/1967. Procédé pour la fabrication d'objets composites moulés.

CRONICĂ

Simpozion național privind noutățile și tendințele în cercetarea, producția și utilizarea produselor din bazalt

Simpozionul ,,Bazalt 1986'', ținut la Brașov în zilele de 7—8 octombrie, și-a propus să prezinte caracteristicile produselor din bazalt și posibilitățile utilizării acestora în economia națională, să reliefeze și să dezbată cu specialiștii din industrie rezultatele obținute pînă în prezent atît pe plan național cît și pe plan mondial în utilizarea bazaltului, înlocuitor excelent al metalelor aliate, cu largi posibilități de utilizare în medii cu abraziune și coroziune ridicată.

În acest context, avînd la bază orientarea conducerii de partid și de stat, cercetările specialiștilor trebuie să se îndrepte spre găsirea tuturor posibilităților de utilizare a bazaltului în toate ramurile industriei.

Dacă se are în vedere pe de o parte prețul mediu al rocii de bazalt, de opt ori mai ieftin decît minereul de fier importat, iar pe de altă parte durabilitatea lui, mult mai mare decît a metalelor, reiese că realizarea de suplinitori din bazalt ai produselor metalice este foarte avantajoasă din punct de vedere economic. Ca urmare, începînd cu acest an, ministerele economice au primit ca sarcini implementarea și extinderea produselor din bazalt, găsirea locurilor pretabile înlocuirii metalului sub formă de fontă, oțel sau neferoase. În acest sens, s-au întocmit programe concrete la nivelul institutelor și centrelor de cercetare-proiectare, pînă la nivelul anului 1995.

La Simpozionul de la Brașov a rezultat că necesarul de produse din bazalt al ministerelor economice la nivelul anului 1990 se ridică la cca 114 000 t, prelucrat sub formă de produse turnate, sinterizate, compozite și fibre bazaltice, iar pe întregul cincinal — la peste 200 000 tone.

De asemenea, s-a scos în evidență faptul că folosirea bazaltului, existent în cantitate mare în solul și subsolul țării, duce la economisirea unei cantități importante de energie — la volume egale, consumul de energie pentru realizarea pieselor din bazalt este de șase ori mai redus decît în cazul celor realizate din fontă sau oțel aliat. Folosind bazalt în locul oțelurilor aliate, se obțin însemnate economii prin reducerea importului de elemente de aliere necesare fabricării oțelurilor aliate.

Simpozionul ,,Bazalt 1986'' a oferit posibilitatea popularizării unor experiențe încununate de succes, cum este cazul Întreprinderii ,,Progresul''-Brăila care, prin înlocuirea cu bazalt doar a unui singur reper de la strungurile paralele, a economisit cca 15.000 tone de bronz, și al combinatelor metalurgice de la Galați și Călărași care au înregistrat o economie de metal de aproximativ 450 tone, înlocuind cu bazalt cristalizat rigolele de țunder de la instalațiile de turnare continuă a oțelului.

Industria metalurgică oferă bazaltului largi domenii de utilizare, de exemplu la placarea jgheaburilor pentru evacuarea zgurei, la placarea gurilor de alimentare a furnalelor, la rolele de trefilare a sîrmei, la placarea antiacidă a băilor de decapare.

În concluzie, folosirea bazaltului însemnînd beneficii majore pentru economia națională, specialiștilor din ramura metalurgică le revine sarcina să studieze și să pună în aplicare această nouă și importantă descoperire.

Ing. **N. Vachniuc**

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, R.D.G., nr. 7, 1986

Date privind formarea și importanța tehnică a pătratului de segregații din oțelurile crom-nichel austenitice, p. 241 — Studierea influenței procentelor de ferită asupra deformabilității la cald a oțelurilor Cr—Ni—(Mo) și Cr—Ni—N austenitice, nestabilizate, p. 246 — Influența deformării plastice asupra comportării la transformare a unui oțel bainitic de construcție de rezistență superioară, sudabil, p. 249 — Date privind comportarea la oxidare și decarburare a aliajelor Fe—Si, p. 250 —Efectul gradului de dispersie al structurii oțelurilor de construcție de rezistență superioară sudabile, p. 253 — Posibilități de stabilizare și utilizare a structurii α/γ a oțelului pentru arcuri slab aliate, p. 254 — Încercări privind comportarea la dizolvare a hidrogenului în topiturile metalice, p. 255 — Analiza cantitativă roentgenografică a fazelor, a cantităților foarte mici de probe, p. 259 — Microanaliza Roentgen cantitativă a epruvetelor masive și straturilor subțiri, p. 263 — Model de recunoaștere, la materialele de wolfram, cu ajutorul statisticii multivariate, p. 263 — Fabricarea pulberilor active fin măcinate, p. 267 — Ramura ,,Dezvoltarea materialelor metalice'', în cadrul secției de ,,Metalurgie și tehnica materialelor'' din Bergakademie Freiberg (Academia de mine,), p. 269 — Metalurgia R.D.G. reprezentată la Tîrgul de la Leipzig 1986, p. 270 — Contribuția MWG (Montanwissenschaftliche Gessellschaft) la pregătirea celui de-al XI-lea Congres al PSUG, p. 273—300 de ani de existență a uzinei metalurgice Eisenhüttenwerk Thale, p.279.

Fonderie-Fondeur d'Aujourd'hui, Franța, nr. 55, 1986

Aluminiul poate facilita sudarea fontelor cu grafit nodular, p. 7 — Uzinarea fontelor cu carburi de crom, p. 10 — Congresul de la Warwick privind lianții și utilizarea lor în practică, p. 11 — Studii CTIF privind aliajele ușoare, p. 15 — Lucrări prezentate la Comisia tehnică a aliajelor de aluminiu, de magneziu și de cupru, p. 19, 20 — Piese turnate din aluminiu pentru industria aeronautică, p. 26 — Informatica în industriile mecanice, p. 33.

Fonderie-Fondeur d'Aujourd'hui, Franța, nr. 56, 1986

Fonte bainitice supuse călirii etajate. Studiu comparativ, p. 13 — Amestecuri de formare cu autoîntărire, pentru piese din bronz cu pereți groși, p. 26 — Degradarea materialelor de formare la contactul cu oțelul lichid în mișcare, p. 29— Utilizarea pastilelor sau a plăcilor metalice fuzibile în bazinele de turnare, p. 42.

Giessereitechnik, R.D.G., nr. 6, 1986

Sesiuni, p. 170—Roboți pentru curățarea pieselor turnate ZIM 60—1, p. 171 —Securitatea solidității roboților pentru curățarea pieselor turnate ZIM 60—1, pentru fabricarea în serie, p. 174— Utilizarea roboților industriali articulați ZIM pentru tăierea la cald, p. 177—Organizarea producției moderne asistate de calculator, în turnătorii — Premise necesare, p. 180—Piese turnate din Cr—AlCu4TiMg — Influența condițiilor de solidificare și a tratamentului termic asupra proprietăților mecanice, p. 185 — Utilizarea noilor modificatori la elaborarea fontei de turnătorie de înaltă calitate și influența acestora asupra structurii și proprietăților, p. 189 — Aglomerarea prafului format în turnătorii, p. 193 — Scurte informații, p. 196 — Rezumate din ,,Liteinoe Proizvodstvo'', p. 197— Informații asupra unor norme și standarde, p. 198 — Extrase din presa tehnică, p. 199—Brevete, p. 200.

Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 8, 1986

Direcţiile principale ale creşterii rezistenţei căptuşelilor refractare ale convertizoarelor de elaborare a oţelului, p. 4 — Produse refractare periclazice turnate prin vibrare, cu structură granulară şi unele proprietăţi ale acestora, p. 9 — Betoane refractare pe bază de ciment, cu conţinut mare de alumină, p. 15 — Aglutinarea şi unele proprietăţi ale compoziţiilor în sistemul Al_2O_3 — Al_2TiO_5 cu adaos de bioxid de siliciu amorf, p. 19 — Ceramică cu înaltă rezistenţă din dioxid de zirconiu, stabilizat parţial cu oxid de yterbiu, p. 20 — Interacţiunea liantului fenol-formaldehidă cu umplutura refractară, p. 22 — Studierea liantului alumino-cromo-fosfatic pe bază de şlam acid, p. 26 — Studierea influenţei adaosurilor formatoare de fondanţi asupra temperaturii de aglutinare şi a proprietăţilor ceramicii corindonice, p. 31 — Interacţiunea hidrosolilor oxizilor de aluminiu şi siliciu cu fibra alumino-silicatică, p. 34 — Experienţa formării haldelor în interiorul minelor de caolin, în perioada iarnă-primăvară, p. 37 — Utilizarea lianţilor anorganici la fabricarea produselor refractare termostabile, p. 39 — Produse refractare din şamotă de Murzinsk, p. 41 — Alegerea materialelor refractare pentru căptuşirea agregatelor de topire a sticlei, p. 44 — Proprietăţile termomecanice ale produselor refractare cu crom şi corindon, p. 46 — Comportarea produselor refractare cromopericlazice nearse în oalele instalaţiilor de elaborare a oţelului în afara cuptorului, p. 50 — Comportarea produselor refractare în creuzetele de aprindere ale maşinilor de aglomerare, p. 53 — Utilizarea cărămizilor refractare la turnarea oţelului cu mai multe jeturi, p. 57 — Atestarea şi raţionalizarea locurilor de muncă în uzina de produse refractare Semiluks, p. 58 — Textura paharelor din corindon şi grafit imersibile, pentru turnarea continuă a oţelului, p. 59 — Utilizarea fibrelor ceramice la capacele oalelor de turnare a oţelului, p. 60.

Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 9, 1986

Materiale refractare pentru căptuşirea fundurilor convertizoarelor cu suflare combinată a metalului cu oxigen şi gaz inert, p. 4 — Utilizarea substanţelor superficiale active în calitate de plastifianţi ai betoanelor refractare, p. 9 — Creşterea stabilităţii termice a cărămizilor refractare prin procedeul descărcării termice, p. 14 — Influenţa parametrilor tehnologici asupra conductibilităţii termice ale produselor din fibre ceramice, p. 16 — Ceramică de înaltă rezistenţă din dioxid de zirconiu tetragonal, p. 19 — Procesul de cristalizare a ceramicii de cuarţ, p. 20 — Microstructura şi proprietăţile compoziţiei în sistemul La_2O_3 — Al_2O_3, p. 25 — Studierea proprietăţilor betoanelor corindonice nearse cu utilizarea procedeului matematic de planificare a experimentului, p. 27 — Determinarea dioxidului de siliciu în materialele de silice prin procedeul termometric, p. 33 — Transformările fazice în argilele refractare din Troşkovsk la încălzire, p. 34 — Utilizarea metodei statistice de control al argilelor refractare, p. 38 — Influenţa condiţiilor de topire asupra calităţii materialelor refractare badeleito-corindonice, p. 39 — Introducerea separatorului STB-4 la combinatul Magnezit, p. 43 — Funcţionarea termică a zonei de ardere a cuptorului tunel automatizat, p. 46 — Intensificarea arderii gazului de cocs în cuptoarele rotative, p. 50 — Analiza comportării zidăriei refractare de la conducta de aer de suflare la cald în furnalul nr. 9 din combinatul metalurgic Krivorojstal, p. 52 — Cărămizi refractare periclazocarbonice pentru orificiile de evacuare ale convertizoarelor cu suflare de oxigen, p. 59.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 9, 1986

Producţia de pelete crude în instalaţia de peletizare cu tambur cu căptuşeală elastică, p. 16 — Particularităţile punerii în funcţiune a furnalului după reparaţia capitală de gradul I, p. 18 — Modificarea compoziţiei şi proprietăţilor fontei şi ale zgurei în procesul de transport, p. 20 — Perfecţionarea construcţiei jgheaburilor principale ale furnalelor, p. 21 — Utilizarea aliajelor compozite pe bază de înlocuitori ai carburii de wolfram pentru întărirea clapetelor, p. 23 — Micşorarea conţinutului de sulf în oţelul de convertizor slab aliat, p. 24 — Elaborarea regimurilor termice ale cuptoarelor Martin de 600 t cu utilizarea fontei solide, p. 25 — Optimizarea tehnologiei de solidificare cu capac chimic în lingotieră a oţelului semicalmat, p. 26 — Repararea stratului de uzură al vetrelor cuptoarelor Martin, p. 27 — Intensificarea schimbului de căldură şi de masă în regeneratoarele cuptoarelor Martin, p. 28 — Instalaţie cu ciclon pentru obţinerea zgurei sintetice lichide, p. 29 — Laminarea profilelor fasonate cu suport în grupul cajelor finisoare ale laminorului 350, p. 32 — Laminarea cu lubrifiant tehnologic la laminorul 2800, p. 33 — Laminarea ţevilor cu avansul şi rotirea continuă a ţaglei la bancurile de tras ţevi, p. 34 — Exploatarea instalaţiilor de răcire rapidă a benzilor laminate la rece în cuptoarele continue, p. 35 — Mecanizarea reparării cuptorului de încălzire cu vatră păşitoare de la laminorul 550, p. 36 — Ecranarea semilaminatului pe transportul intermediar al laminorului 2800/1700, p. 37 — Folosirea aparatelor manuale de tăiere cu oxigen şi flux tip KFRR-16, p. 38 — Îmbunătăţirea planificării produselor de larg consum ţinînd seamă de volumul mare de muncă, p. 40.

INDEXUL ARTICOLELOR APĂRUTE ÎN ANUL 1986

METALURGIE EXTRACTIVĂ

Posibilităţi de creştere a randamentului de exploatare a gurilor de vînt (nr. 1) 5
Procedeu şi instalaţii de desulfurare a fontei în afara furnalului (nr. 1) 9
Metode de recondiţionare a utilajelor siderurgice fără demontare (nr. 1) 13
Cercetări noi privind aplicarea metodei echivalenţei elementelor de aliere la calcularea solubilităţii hidrogenului în oţelurile aliate (nr. 1) . . 17
Observaţii privind comportarea dozatoarelor gravimetrice cu bandă la alcătuirea şarjei de cocsificare (nr. 2) 61
Cercetări privind cauzele formării lipiturilor pe pereţii camerelor de cocsificare (nr. 2) 64
Instalaţie pentru determinarea bazicităţii zgurelor metalurgice (nr. 2) 68
Model matematic pentru determinarea pierderilor termice prin vatra şi pereţii laterali ai cuvelor de electroliză a aluminiului (nr. 2) 92
Măsuri tehnologice pentru limitarea conţinutului de azot şi hidrogen în oţelul de transformator cu 3%Si (nr. 3). 109
Unele rezultate obţinute privind diminuarea segregaţiei în lingouri şi efectele asupra caracteristicilor fizico-mecanice (nr. 3) 113
Materiale refractare armate cu fibre din oţel (nr. 3) . . 116
Conducerea optimă a cuptoarelor de grafitare (nr. 3) . 120
Implementarea modelării matem. tice unidimensionale pentru determinarea pierderilor termice prin vatra cuvelor de electroliză a aluminiului (nr. 3) 122
Cenuşa cocsului, factor determinant în producţia de cocs şi fontă (nr. 4) 153
Proprietăţile fizice ale unor zgure de compoziţii complexe în stare topită (nr. 4) 157
Progrese în realizarea electrozilor metalurgici (nr. 4) 170
Valorificarea superioară a fracţiunii de ulei (230—290°C) rezultate la distilarea gudronului cocsochimic (nr. 5) 201
Tehnologii noi pentru reducerea consumurilor de materiale la elaborarea oţelului în convertizoarele cu oxigen (nr. 5) 205
Metodă de calcul pentru stabilirea solubilităţii unor gaze în aliaje feroase binare, aplicabilă întregului domeniu de concentraţii (nr. 5) 208
Influenţa fierului vechi preîncălzit asupra dozării încărcăturii metalice la convertizoarele cu oxigen de tip LD (nr. 5) 214
Aspecte ale utilizării arzătoarelor cu viteză mărită la cuptoarele de încălzire (nr. 5) 217
Calculul bilanţului termic al unei instalaţii de preîncălzire a aerului pentru furnal (nr. 6) 257
Cercetări privind stabilirea tehnologiei de valorificare a măruntului de minereu de crom neutilizabil în procesul de fabricare a ferocromului (nr. 6) 266
Consideraţii privind perfecţionarea producţiei de oţel (nr. 6) 269
Feroaliaje de tipul Fe-Al şi Fe-Al-Mn utilizate în procesele de dezoxidare a aliajelor feroase (nr. 6) 277
Consideraţii privind organizarea sectorului de întreţinere la un combinat siderurgic integrat (nr. 6) 281
Folosirea gudronului de huilă drept combustibil auxiliar la furnale (nr. 7) 313
Aspecte generale şi specifice ale dimensionării termice a grătarelor preîncălzitoarelor de aer tip cauper (nr. 7) 323
Procedee moderne de desulfurare a fontei în afara furnalului (nr. 7) 328
Folosirea schimbătoarelor de ioni şi a reactivilor organici pentru extragerea metalelor din soluţii acide rezultate în procese hidrometalurgice (nr. 7) 352
Influenţa elementelor de aliere asupra solubilităţii azotului în oţelul lichid (nr. 8) 365
Aspecte structurale privind turnarea continuă a bronzului cu plumb (nr. 8) 368
Determinarea mercurului din minereuri şi roci prin gravimetrie cu colectare în fază organică (nr. 8) 373
Îmbunătăţiri privind construcţia şi funcţionarea cuptoarelor tunel pentru refractare (nr. 8) . . . 377
Unele aspecte privind interdependenţa dintre parametrii funcţionali ai cuptoarelor continue de coacere a electrozilor carbonici (nr. 8) 381
Premise favorabile înlocuirii parţiale a cocsului prin cărbune la cuptoarele de feroaliaje (nr. 9) . . 417
Posibilităţi de obţinere a unor produse grafitice de calitate superioară, prin folosirea unor lianţi şi tehnologii specifice (nr. 9) 420
Turnarea sub presiune controlată de argon a lingourilor din oţeluri aliate (nr. 9) 424
Cercetări privind vaporizarea fierului, a elementelor însoţitoare şi a impurităţilor în convertizorul cu suflare de oxigen (nr. 10) 473
Influenţa regimurilor termic şi gazodinamic ale cuptorului de coacere continuu inelar asupra calităţii produselor carbonice (nr. 10) 479
Recuperarea şi recondiţionarea produşilor din carburi metalice P10—P40 (nr. 11) 545
Recuperarea în vid a componenţilor aliajelor dure sinterizate, dezagregate în zinc lichid (nr. 12) 614
O posibilitate de reducere a minereurilor de fier (nr. 12) 596

PRELUCRĂRI METALURGICE

Cercetări experimentale privind influenţa coroiajului asupra unor caracteristici de exploatare ale oţelului rapid Rp5 (nr. 1) 21
Influenţa temperaturii şi timpului de încălzire asupra fiabilităţii frezelor tip ciupercă prelucrate termic la temperaturi criogenice (nr. 1) 25
Aplicaţiile microscopiei electronice în studiul materialelor (nr. 1) 28
Forjarea cu răcire prealabilă (nr. 2) 74
Cercetări experimentale cu privire la starea tensiunilor care apar în timpul forjării pe maşinile radiale (nr. 2) 78
Morfologia fazelor bronzului CuAl10Fe4Ni4Mn1Ti tratat termic (nr. 2) 82
Difuzia în procesele de dizolvare-precipitare de creştere-coalescenţă a particulelor disperse. Fluctuaţia în procesele evolutive (nr. 2) 86
Studiul comportării ca inhibitor de coroziune a produsului D5, la aditivarea agenţilor de decapare a metalelor (nr. 2) 90
Aplicaţiile microscopiei electronice în studiul defectelor materialelor semiconductoare (nr. 2) . . 94
Prelucrarea statistică a rezultatelor încercării la fluaj obţinute prin cîteva metode de extrapolare (nr. 3) 126
Structuri şi configuraţii de straturi realizate la nitrurarea ionică a oţelurilor (nr. 3) 137
Cercetări privind micşorarea deformaţiilor la tratamentul termochimic al coroanelor dinţate (nr. 3) 141
Influenţa parametrilor deformării plastice şi tratamentului termic. Progrese în realizarea electrozilor metalurgici (nr. 4) 160
Unele aplicaţii în metalurgie ale metodelor de analiză prin radioactivare pentru dozarea conţinutului de carbon, azot şi oxigen (nr. 4) 180
Cercetări privind acoperirile metalice cu aliaje zinc-aluminiu (nr. 5) 221
Aspecte teoretice şi practice privind posibilitatea utilizării calculatorului electronic în conducerea proceselor de tratament termic (nr. 5) 239

Cercetări asupra structurii metalografice a aliajelor pe bază de cobalt cu rezistență mare la uzură și la coroziune (nr. 5) 244
Cercetări privind analiza stereometrică a constituenților structurali și a fazelor dure din zona influențată termic a unor oțeluri slab aliate Cr-Mo-V (sudabile) (nr. 6) 288
Intervenții în tehnologiile de elaborare, turnare și prelucrare la cald pentru ameliorarea călibilității unor oțeluri (nr. 7) 342
Studiul comportării la șoc a unui oțel folosit în construcția conductoarelor de abur viu (nr. 7) 346
Epurarea electrochimică a apelor reziduale de la secțiile de gavanizare. Ape impurificate cu ioni Cr^{6+} (nr. 7) 349
Efecte sinergetice determinate de amestecuri de săruri cuaternare de amoniu/iodură de potasiu în procesul de inhibare a coroziunii acide (nr. 7) 354
Aplicațiile calculatorului electronic în tehnologiile de prelucrare prin deformare plastică (nr. 8) 386
Aliaje grele sinterizate W-Ni-Fe (nr. 8) 404
Un model de element finit al răcirii libere a unei brame. Descrierea modelului de element finit și a algoritmului de calcul adoptat (nr. 9) 429
Cercetări privind recuperarea zincului din subprodusele rezultate în procesul de zincare termică (nr. 9) 443
Tribologia în prelucrarea materialelor metalice prin deformare plastică (nr. 9) 448
Cercetări privind influența nitrurării ionice asupra durabilității unor tarozi și burghie din oțel rapid Rp 3 (nr. 9) 454
Instalații moderne de tratamente termice și sinterizări în vid (nr. 9) 457
Îmbunătățirea scoaterii la tabla de aspect pentru autoturisme (nr 10) 484
Deformarea materialelor metalice cu energii neconvenționale. Stadiul actual și perspective (nr. 10). . . 492
Protecția oțelului prin electrodepunerea aliajelor Zn-Ni (nr. 10) 499
Materiale metalice dure cu compuși intermetalici (nr. 11) 531
Tratamente de difuzie pentru obținerea de straturi cu compuși duri la suprafața pieselor metalice (nr. 11) 549
Contribuții la asimilarea fabricării în țară a unor materiale metalice deficitare prin valorificarea superioară a resurselor refolosibile și elaborarea de aliaje cu proprietăți speciale (nr. 11) 558
Folosirea unor procedee moderne la fabricarea și recondiționarea de piese sinterizate de înaltă performanță din carburi metalice WC—Co (nr. 11) 563
Sortimente noi de carburi dure cu proprietăți superioare, utilizate în industrie (nr. 11) 570
Electrod filiform din material feromagnetic pentru prelucrarea prin eroziune electrică (nr. 11) 574
Calculul durității maxime din zona influențată termic a îmbinărilor sudate (nr. 12) 583
Materiale compozite pe bază de aluminiu (nr. 12) 589
Cercetări asupra bronzurilor de aluminiu complex aliate, termociclate (nr. 12) 592
Tratamentul termic în domeniul criogenic, mijloc de reducere a consumului de metal și energie în construcția de mașini (nr. 12) 599
Studiul rezistenței oțelului G52/28 în mediu de hidrogen sulfurat umed (nr. 12) 603
Cercetări privind prelucrabilitatea prin ambutisare în vederea reducerii consumului de metal și energie (nr. 12) 609
Posibilități noi în alierea fontelor și oțelurilor (nr. 12) 586
Cercetări privind modificarea proprietăților mecanice și electrice ale aliajelor AlMgSi în procesul de îmbătrînire naturală și artificială (nr. 12) . . 619

TURNĂTORIE

Durificarea superficială a formelor și miezurilor prin impregnare cu soluții de silicat de sodiu (nr. 1) 34
Caracteristicile mecanice ale fontelor cu grafit vermicular la temperaturi joase (nr. 1) 37
Tratamentul termic de călire izotermă a fontelor cu grafit nodular (nr. 1) 41
Perfecțiuni constructive și tehnologice ale cubiloului la 125 de ani de la apariția acestuia (nr. 1) 47
Cercetări privind asimilarea aliajelor feroase cu 1,4—2,3% C (tip Adamit) utilizate pentru turnarea cilindrilor mari de laminor (nr. 2) . . . 70
Considerații privind îmbunătățirea proprietăților de liere a bentonitelor (nr. 3) 132
Gradul de umplere a porilor intergranulari și proprietățile amestecurilor granulare plastice (nr. 3) 135
Proprietăți și criterii de alegere a aliajelor de antifricțiune pentru cuzineți (nr. 4) 174
Cercetări experimentale privind nitrurarea ionică a unor fonte (nr. 4) 177
Stadiul actual al cunoașterii, producerii și utilizării fontei cu grafit vermicular în R. S. România (nr. 4) 185
Tratamentul prin injecție în oală, mijloc de îmbunătățire a calității oțelurilor și fontelor de turnătorie (nr. 5) 226
Viteza de ridicare a metalului lichid și implicațiile ei în tehnologia turnării (nr. 5) 231
Influența nodularității grafitului asupra caracteristicilor fontelor modificate (nr. 5) 233
Folosirea colectoarelor centrifugale de zgură la turnarea pieselor pentru mașini-unelte (nr. 6) . . . 294
Fonte cu grafit nodular dure și semidure călite izoterm, destinate înlocuirii oțelurilor (nr. 6) . . . 296
Considerații privind posibilitățile de obținere a unor fonte de înaltă puritate pentru turnătorie (nr. 7) 336
Tendințe în proiectarea și turnarea pieselor pentru mașini-unelte (nr. 7) 340
Determinarea rezistenței la uzare prin frecare mecanică și abrazivă a aliajelor turnate (nr. 8) . . . 393
Aspecte privind realizarea tehnologiei de producere a blindajelor din fontă aliată cu crom pentru morile de ciment (nr. 9) 400
Implicațiile utilizării cocsului de furnal în cubilou (nr. 9) 433
Influența compactității grafitului și a masei metalice asupra comportării la coroziune a fontelor (nr. 8) 438
Influența granulației și a omogenității dimensionale a cocsului asupra funcționării cubiloului (nr. 10) 502
Fonte albe înalt aliate cu structură modificată rezistente la sudură (nr. 10) 509
Ecuația retasurii și interpretările ei (nr. 10) 522

INDEX ALFABETIC PE AUTORI 1986

A

Adam, B. : nr. 1, p. 13
Ailincăi, Gh. : nr. 12, p. 599
Albiță, Gh. : nr. 8, p. 400, nr. 10, p. 509
Alexandru, C. : nr. 2, p. 68
Alexandru, I. : nr. 12, p. 599
Ancuț, R. : nr. 8, p. 377, nr. 9, p. 417
Andrei, G. : nr. 9, p. 417
Andreica, I. : nr. 11, p. 570
Anghel, F. : nr. 8, p. 404
Antonescu, I. : nr. 7, p. 454
Apa, L. : nr. 1, p. 17, nr. 5, p. 208, nr. 8, p. 365
Arabagiu, A. : nr. 3, p. 137
Ardelean, M. : nr. 11, p. 570
Arnici, N. : nr. 11, p. 563
Atanasiu, N. : nr. 1, p. 28 ; nr. 2, p. 94 ; nr. 4, p. 162 ; nr. 8 p. 386 ; nr. 9, p. 449, nr. 10, p. 492
Aurelian, Fl. : nr. 11, p. 570
Avram I. : nr. 12, p. 614
Avram, R. : nr. 5, p. 201

B

Baciu, C. nr. 12, p. 599
Badea, P. : nr. 10, p. 499
Badea, T. : nr. 7, p. 349
Bălu, P. : nr. 2, p. 92
Barca, F. : nr. 9, p. 417
Berceanu, E. : nr. 5, p. 214
Bîlgăr, D. : nr. 2, p. 61 ; nr. 3, p. 122
Boghici, M. : nr. 5, p. 233 ; nr. 4, p. 185
Boiangiu, C. : nr. 8, p. 377 ; nr. 9, p. 417 ; nr. 12, p. 586
Bojim, D. : nr. 4, p. 174
Bostan, V. : nr. 4, p. 153
Bozocea, E. : nr. 1, p. 37
Bozu, P. : nr. 12, p. 603
Brabie, V. : nr. 2, p. 70 ; nr. 5, p. 226 ; nr. 7, p.336 ; nr. 12, p.586
Brînză, V. : nr. 7, p. 349
Brînzan, P. : nr. 10, p. 509
Bria, A. : nr. 9, p. 433
Brîndaşu, D. : nr. 9, p. 454
Briţchi, M. : nr. 11, p. 549
Budrugeac, S. : nr. 5, p. 201
Bujoreanu, V. : nr. 10, p. 473
Bulancea, V. : nr. 12, p. 599
Butnariu, I. : nr. 5, p. 214
Butnaru, S. : nr. 2, p. 74

C

Cazan, A. M. : nr. 3, p. 132
Cătuneanu, N. : nr. 7, p. 342
Cereş, M. : nr. 3, p. 120
Cernat, C. : nr. 11, p. 574
Chira, I. : nr. 2, p. 70 ; nr. 8, p. 393
Chiriac, C. : nr. 2, p. 78
Chişamera, M. : nr. 5, p. 233 ; nr. 4, p. 185, nr. 10, p.
Cibian, S. : nr. 5, p. 233
Ciocan, A. : nr, 5, p. 277
Ciocan, B. : nr. 6, p. 277
Cioclov, D. : nr. 12 p. 603
Ciucu, I. : nr. 2, p. 92 ; nr. 3, p. 122
Ciucu, V. : nr. 2, p. 92
Cocolaş, S. : nr. 1, p. 34
Cohn, E. : nr. 1, p. 34
Cojocaru, Gr. : nr. 2, p. 74
Cojocaru, M. : nr. 5, p. 239
Cojocaru, V. : nr. 7, p. 354
Covali, N. : nr. 8, p. 377 ; nr. 9, p. 417
Constantin, N. : nr. 7, p. 313
Coşmeleaţă, G. : nr. 4, p. 177
Coţofană, C. : nr. 4, p. 177
Constantin, F. : nr. 9, p. 438
Coroamă, S. : nr. 10, p. 499
Constantinescu, V. : nr. 11, p. 558
Corîci, C. : nr. 11, p. 570
Crainic, A. : nr. 4, p. 153
Crăciunescu, C. : nr. 1, p. 37 ; nr. 9, p. 438
Cristuinea, C. : nr. 7, p. 346
Cruceru, A. : nr. 8, p. 377
Cristea, L. : nr. 12, p. 589
Creţu, S. : nr. 7, p. 354
Cucuruz, R.L. ; nr. 2, p. 82, nr. 12, p. 592
Chircă, D. : nr. 4, p. 177 ; nr. 12, p. 619

D

Deac, V. : nr. 9, p. 454 ; nr. 11, p. 574
Deceanu, V. : nr. 6, p. 294 ; nr. 7, p. 340
Deminov, M. : nr. 9, p. 433
Denghel, M : nr. 4, p. 177
Dincă, P. : nr. 11, p. 570
Dinescu, L. : nr. 1, p. 37 ; nr. 5, p. 233 ; nr. 4, p. 185 ; nr. 9, p. 438
Dimitriu, S. : nr. 6, p. 281
Dimitriu, A. : nr. 6, p. 281
Dobrescu, M. : nr. 3, p. 109
Dobrescu, L. : nr. 7, p. 352
Dobrovici, D. : nr. 7, p. 313
Drăghici, S. : nr. 2, p. 74
Dragoman, I. : nr. 2, p. 116
Dragomir, I. : nr. 4, p. 157
Drăgan, I. : nr. 11, p. 558
Drăgulescu, D. : nr. 12, p. 583
Duma, T. : nr. 1, p. 25
Dumitru, I. : nr. 7, p. 346
Dumitrescu, A. T. : nr. 9, p. 429
Dumitrescu, G. : nr. 10, p. 509 nr. 11, p. 570

F

Fâc, R. : nr. 1, p. 25
Fleşer, Tr. : nr. 3, p. 126
Forizs, St. : nr. 2, p. 61 ; nr. 4, p. 153
Frumosu, L. : nr. 12, p. 614

G

Gaba, A. : nr. 5, p. 217
Gavăţ, G. : nr. 2, p. 64
Gănescu, F. : nr. 11, p. 563
Georgescu, M. : nr. 10, p. 479
Georgeoni, P. : nr. 11, p. 563
Gheorghiu, Fl. : nr. 8, p. 381, nr. 10, p. 479
Gheorghişor, G. : nr. 10, p. 484
Gherghiu, N. : nr. 11, p. 563
Giurgiu, V. : nr. 7, p. 340
Giuglea, M. : nr. 10, p. 499
Gâdea, S. : nr. 11, p. 531, 549
Goldan, I. : nr. 2, p. 74
Grigorescu, D. : nr. 11, p. 570
Grecicosei, C. : nr. 3, p. 116

H

Hătărăscu, O. : nr. 1, p. 5 589
Haltrich, K. : nr. 9, p. 438

I

Ienciu, M. : nr. 12, p. 589
Ilie, N. : nr. 1, p. 13
Ionescu, C. : nr. 1, p. 37 ; nr. 4, p. 177

Ionescu, S. : nr. 4, p. 162
Ionescu, F. : nr. 10, p. 484
Iorga, Gh. : nr. 4, p. 157
Iordănescu, Gr. : nr. 8, p. 392
Istrătescu, M. : nr. 7, p. 342
Isac, M. : nr. 4, p. 160 ; nr. 4, p. 174
Istrate, Gh. : nr. 8, p. 400
Ivănescu, Al. : nr. 5, p. 214 ; nr. 10, p. 473

K

Koba, E. : nr. 4, p. 153
Kovacs, K. : nr. 4, p. 153

L

Lazăr, L. : nr. 5, p. 239
Laichici, P. : nr. 7, p. 346
Lăncrăngean, Z. : nr. 11, p. 545
Luca, A. : nr. 4, p. 157
Lupeanu, H. : nr. 8, p. 368
Lupu, I. : nr. 4, p. 180
Lupu, L. : nr. 4, p. 180

M

Marcu, P. : nr. 8, p. 368
Marcu, T. : nr. 2, p. 61 ; nr. 4, p. 153
Manolache, A. : nr. 2, p. 64
Mazur, M. : nr. 2, p. 61
Meteşoi, L. : nr. 9, p. 433
Mihăilescu, C. : nr. 9, p. 417
Mircescu, I. : nr. 2, p. 64
Mitrofan, A. : nr. 6, p. 294 ; nr. 7, p. 340 ; nr. 4, p. 185
Mitoşeriu, O. : nr. 5, p. 221 ; nr. 9, p. 443
Moglan, D. : nr. 2, p. 74
Moldovan, P. : nr. 12, p.
Munteanu, Al. : nr. 1, p. 41 ; nr. 3, p. 141 ; nr. 6, p. 296, nr. 9, p. 454
Mureşan, A. : nr. 6, p. 294 ; nr. 7, p. 340
Murguleţ, M. : nr. 8, p. 373 ; nr. 9, p. 417
Mustaţă, C. T. : nr. 5, p. 214
Muşa, M. : nr. 2, p. 64

N

Nanu, A. : nr. 11, p. 545
Nanu, D. : nr. 11, p. 574
Neagu, G. : nr. 5, p. 226 ; nr. 7, p. 336
Nedelescu, I. : nr. 8, p.400
Nicola, Maria. : 7, nr. p. 349
Nicolae, A. : nr. 8, p. 377 ;, nr. 9, p. 417
Nicolae, M. : nr. 12, p. 586

O

Oane, P. : nr. 10, p. 488
Oprea, Fl. : nr. 5, p. 221 ; nr. 6, p. 277 ; nr. 9, p. 443 ; nr. 10 p. 479
Oprean, C. : nr. 11, p. 574
Oprescu, I. : nr. 8, p. 381 ; nr. 10, p. 479
Ovesea, I. : nr. 10, p. 488

P

Panait, N. : nr. 12, p. 589
Pascu, R. : nr. 2, p. 82 ; nr. 6, p. 288 ; nr. 12, p. 603
Pascu, M. : nr. 6, p. 288
Păcurar, I. : nr. 1, p. 9
Păluşan, N. : nr. 4, p. 180
Părău, O. : nr. 11, p. 574
Petrescu, M. : nr. 4, p. 174 ; nr. 11, p. 549
Petrescu, N. : nr. 4, p. 174 ; nr. 11, p. 549
Pilly, N. : nr. 6, p. 257
Pîrvu, Gh. : nr. 10, p. 484
Pleoţi, M. : nr. 2, p. 90
Popa, V. : nr. 4, p. 160
Popa, A. : nr. 8, p. 368
Popescu, A. : nr. 1, p. 21
Popescu, D. : nr. 2, p. 64
Popescu, C. : nr. 2, p. 78
Popescu, V. I. : nr. 2, p. 74
Poşircă, I. : nr. 10, p. 484
Predescu, C. : nr. 8, p. 377, nr. 9, p. 417
Pumnea, C. : nr. 5, p. 244 ; nr. 9, 0p. 457
Penu, Anca Ileana, nr. 9, p. 417

R

Răducanu, D. : nr. 4, p. 160
Ripoşan, I. : nr. 1, p. 47 ; nr. 2, p. 70 ; nr. 5, p. 233 ; nr. 4, p. 185 ; nr. 9, p. 433 nr. 10, p. 502
Rohr, C. : nr. 9, p. 424
Roman, A. : nr. 10, p. 488
Roşculeţ, I. : nr. 7, p. 328
Rozolimo, Paula : nr. 6, p. 266, nr. 7, p. 328
Roşu, I. : nr. 9, p. 429
Rusu, E. : nr. 4, p. 157

S

Samoilă, G. : nr. 2, p. 90
Salonti, E. : nr. 10, p.
Sălăgean, I. : nr. 12, p. 583
Schuster, M. : nr. 4, p. 157 ; nr. 9, p. 424
Scurina, D. : nr. 8, p. 377 ; nr. 9, p. 417
Simionescu, Gh. : nr. 3, p. 132
Sârbu, N. : nr. 1, p. 25 ; nr. 3, p. 113,
Socolescu, Ana-Maria : nr. 7, p. 352
Sofroni, L. : nr. 1, p. 34 ; nr. 2, p. 70 ; nr. 4, p. 185
Solduban, A. : nr. 9, p. 433
Sopa, V. : nr. 7, p. 340
Spoitu, C. M. : nr. 3, p. 120
Stănăşilă, C. : nr. 12, p. 596
Stănăşilă, O. : nr. 12, p. 596
Storin, Adina : nr. 8, p. 400
Stănescu, I. : nr. 8, p. 368
Suciu, I. : nr. 4, p. 157
Suciu, Valerica : nr. 12, p. 619
Suciu, M.V. : nr. 12, p. 619
Schulder, Codruţa : nr. 11, p. 570

Ş

Ştefan, I. : nr. 5, p. 233
Ştefănescu, Fl. : nr. 8, p. 400

T

Tanislav, I. : nr. 6, p. 294
Tămâjdan, L. : nr. 2, p. 74
Teacă, M. : nr. 3, p. 109
Teodorescu, M. : nr. 12, p. 609
Toboc, P. : nr. 5, p. 226
Toma, A. : nr. 4, p. 170
Trifan, M. : nr. 5, p. 201
Tripşa, I. : nr. 5, p. 205 ; nr. 6, p. 269
Truşculescu, M. : nr. 2, p. 82 ; nr. 12, p. 592
Tudosoiu, M. : nr. 10, p. 499

U

Untea, G. : nr. 8, p. 377 ; nr. 9, p. 417
Ursu, V. : nr. 3, p. 109 ; p. p, p. 424

V

Vacu, Silvia : nr. 12, p. 586
Velicu, I. : nr. 8, p. 400
Vişan, Sanda. : nr. 7, p. 352
Vîrtineanu, M. : nr. 3, p. 116
Vlad, M. : nr. 5, p. 221 ; nr. 9, p. 443
Vlădescu, M. : nr. 6, p. 266
Vonica, N. : nr. 7, p. 313

W

Wanyorek, C. : nr. 2, p. 86 ; nr. 3, p. 135 ; nr. 5, p. 231 nr. 10, p. 522

Z

Zamfirescu, D. : nr. 7, p. 313
Zudor, L. : nr. 7, p. 313

CONDIȚII DE PREZENTARE A MANUSCRISELOR PENTRU REVISTA „METALURGIA"

1. *Textul* unui articol să nu depășească 10 pagini de 2 000 semne la două rînduri.

2. Articolul se *dactilografiază* la două rînduri, pe o singură față a filei. Formulele se scriu clar, cu semnele matematice și literele conform STAS.

3. Articolul va fi însoțit de un *rezumat* pe o filă separată.

4. *Desenele* se execută în tuș pe calc. Grosimea liniilor și curbelor precum și mărimea literelor și cifrelor trebuie să fie corelate cu gradul de micșorare. *Figurile foto* trebuie să fie clare și cu contrast pronunțat.

5. *Figurile și tabelele* se menționează în text. Articolul va fi însoțit de un borderou de figuri dactilografiat pe o pagină separată.

6. *Tabelele se* dactilografiază pe pagini separate (în text se va indica locul acestora).

7. *Bibliografia* se prezintă în conformitate cu STAS nr. 6153-60 :

Cărți : numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul cărții (la lucrările străine se va indica titlul în original), orașul în care a apărut lucrarea, editura, anul apariției, pagina la care se trimite sau prima și ultima pagină a fragmentului.

Periodice : numele autorului, inițiala prenumelui autorului, titlul articolului (la lucrările străine se va indica titlul în original), titlul periodicului, țara, numărul de ordine al periodicului, anul de apariție, prima și ultima pagină a fragmentului citat.

Bibliografia se va dactilografia de asemenea pe o pagină separată de text.

8. Predarea la redacție a manuscrisului dactilografiat se va face în două exemplare (un original și o copie). Desenele pe calc și fotografiile se dau într-un singur exemplar.

9. Autorul trebuie să garanteze conținutul științific al articolului. În timpul fazelor redacționale și tipografice nu se admit intervenții în text.

10. Manuscrisele predate redacției nu se mai restituie autorului, chiar dacă nu se publică.

Materialele, prezentate conform indicațiilor de mai sus, se primesc la redacția revistei „Metalurgia", la următoarea adresă :

ICEM — Oficiul de informare documentară pentru industria metalurgică.

București, str. Mendeleev nr. 21—25, sect. 1, cod 70168.

Informații și relații se pot obține la telefonul 59.49.90

E 3280

METALURGIA

R 1987 MAR 26

KOHÁSZAT

2

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXIX • NR. 2 • FEBRUARIE 1987

METALURGIA

Anul 39 Nr. 2 Februarie 1987

CUPRINS

Predeanu, Georgeta, Dumitrescu, C., Albăstroiu, P., Mihăilescu, Lidia, Panaitescu, Cornelia și Penu, Anca: **Caracterizarea din punct de vedere petrografic a huilelor slab cocsificabile și necocsificabile din Valea Jiului** 53

Lupu, Iuliana și Lupu, Ligia: **Analiza termometrică în controlul producției metalurgice** 59

Păsărică, Victoria, Pop, Dorina, Moiceanu, Ionica și Ionescu, V.: **Influența prafurilor de turnare de tip LUB-9 și LUB-2 asupra impurificării cu incluziuni nemetalice a oțelului cu conținut seăzut de carbon** . . 61

Dobrescu, Gr., May, G., Bădoi, I. și Constantin, Gh.: **Unele considerații privind remanierea pieselor matrițate prin sudare și rematrițare** 69

Filerău, Victoria și Ionescu, Nicoleta: **Cercetări privind rezistența la oboseală a oțelurilor pentru rulmenți** 71

Ovesea, I., Benea, Lidia și Mitoșeriu, Olga: **Posibilități de reducere a consumului de zinc în procesul de electrodepunere** 75

Vachniuc, N.: **Posibilități de utilizare a produselor de bazalt în industria metalurgică** 80

Cojocaru, V.: **Considerații termodinamice asupra obținerii grafitului nodular** 83

Topan, Gh., Bujáki, Al. și Matei, T.: **Forjarea fontei albe** 86

Cohn, E., Filip, N. și Crăciun, S.: **Imbunătățirea procedeului de confecționare a miezurilor pe bază de silicat de sodiu** 89

Lammert, Fr.,: **Considerații asupra tratamentului termic al axelor din oțel 34MoCrNi15** 92

RECENZII 93

REVISTA REVISTELOR 60, 79, 82

CRONICĂ 95

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GÎDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENTIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P.O. Box 136--137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Președintele colegiului de redacție: prof. dr. ing. L. SOFRONI

Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon: 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament: lei 180 anual. Costul unui exemplar: lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, București

I. P. „Informația" — c. 2768

CONTENTS

DC : 662.74

Predeanu, Georgeta, Dumitrescu, C., Albăstroiu, P., Mihăilescu L., Panaitescu, Cornelia and Penu, Anca: **The petrographic characterization of low coking and noncoking coals of Valea Jiului**

The paper presents the detailed characterization of Valea Jiului-type coals, on the basis of recent results of the carbopetrographical and technological determinations on the samples taken from 12 exploitation basin.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 53—58

DC : 620.181.4

Lupu, Iuliana şi Lupu, Ligia: **The thermometric analysis in the control of iron and steel production**

After presenting the theoretical and experimental principles of the thermometric analysis, as well as the principles of the instruments, the authors point out the fields of appling this analysis method in the iron and steel industry.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 59—60

Păsăricâ, Victoria, Moiceanu, Ionica, Ionescu, V. and Pop, Dorina: **The contribution of LUB-9 and LUB-2 casting powders during the contamination of low carbon steel with non-metalic inclusions**

The authors present the results of the researches on an industrial basis refering at the operation behaviour of LUB-9 and LUB-2 casting powders, from the point of view of the quality of ingot surface and of the impurification of low carbon steel in oxide non-metallic inclusions with a view to improving the quality of the respective powders and to improving the solidification-casting technology of 16MoCr10 automobile steel obtained in 50 t electric furnaces, degassed and then vacuum deoxidized with aluminium and microalloyed with ferro-boron.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 61—68

DC : 621.73.043 : 621.791.052

Dobrescu, Gr., May, G., Bădoi, I. and *Constantin, Gh*: **Certain considerations on the reconditioning of stamped parts by welding and stamping**

The application of the welding restamping reconditioning process, under the conditions established by the study eliminates special equipment and man power which should be different from those used in the respective technologies namely welding and stamping. The process is considered a nonconventional technology based on the superposition of welding and stamping processes, with high possibilities of upgrading material and energy resources.

Metalurgia 39 (1987), nr, 2, p. 69—70

DC : 539.431

Fiterău, Victoria and Ionescu, Nicoleta: **Researches on the fatigue strength of ball-bearing steels**

Ball-bearing steels are often destroyed because of the fatigue of superficial layers.

The authors have studied the influence of plastic deformation or thermomechanical treatments on the contact fatigue strength of RUL 2 steel.

The authors have reached the conclusion that the best deformation degree is 30 — 45 %, while the contact fatigue strength is of 12 × 10^6 cycles for a pressing charge on three balls of 150 daN.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 71—74

DC : 669.59

Ovesea, I., Benea, Lidia and *Mitoşeriu, Olga*: **Ways of reducing zinc consumption in the electrogalvanizing process**

The authors intend to establish a correlation between the quality of the support material—cold rolled steel—and the protecting layers made of Zn—Fe alloys as well as the electrogalvanizing conditions of the layers. The quality of Zn—Fe alloy protecting layers has been studied from the point of view of the corrosion strength and of adherence, in comparison with the electrogalvanized pure zinc layers on the same support material.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 75—79

DC : 666.19 : 669.015

Vachniuc, N.: **The use of basalt products in the iron and steel industry**

The author presents the technical characteristics of melted and recrystallized basalt products, as well as those of sintered products.

On the basis of these properties, the author points out the fields where basalt products may be used in the iron and steel industry, as a substitute for other metals and especially for alloy steels.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 80—82

DC : 669.131.622 : 536.7

Cojocaru, V.: **The thermodynamic considerations on the way of obtaining nodular graphite**

The area of the surface of the graphite-metal matrix interface stands for the area of the graphite surface : its minimal value stands for the nodular shape of graphite while its maximal value stands for the lamellar shape of graphite.

On the basis of the mathematical relationship obtained between the area of the surface of metal matrix graphite interface and the superficial tension of liquid or solid metal matrix, the author concludes that the high superficial tension of the metal matrix is a prerequisite condition for graphite nodulizing.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 83—86

DC : 621.73 : 669.131.2

Topan, Gh., Bujáki, Al. and Matei, T.: **White cast iron forging**

The paper presents the forging technology of white iron castings and the fields where these castings are used.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 87—88

DC : 621.743 : 661.183.4

Cohn, E., Sofroni, L., Filip. N. and Crăciun, S.: **The improvement of the manufacturing process of sodium silicate—based core**

The paper analyses the conditions under which the reinforcement reaction of sodium silicate sands takes place in the presence of carbone dioxide.

The authors point out the influence of heating the carbon dioxide on the compression and tensile strength of samples made of siliceous sand and 6 % sodium silicate.

By the use of carbone dioxide, reduction of the consumption of these reactive by 30 %, which leads to the decrease of casting cost.

Metalurgia 38 (1987), nr. 2, p. 89—91

DC : 669.14.018.463 : 669.11.012.1

Lammert, F.: **Considerations on the heat treatment of shafts made of 34MoCrNi15 steel**

The paper presents the results obtained during the heat treatment of shafts with diameters between 150 and 200 mm made of 34MoCrNi15 steel, from the point of view of the quenchi ng depth and of resilience.

The author analyses the fact that for the steel grade belonging to perlitic low alloy steels there is the possibility of tempering brittleness apparition which will determine limitations within the tempering regime.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 92—93

INHALT

DK : 662.74

Predeanu, Georgeta, Dumitrescu, C., Albăstroiu, P., Mihăilescu, L., Panaitescu, Cornelia und Penu, Anca: **Petrographische Charakterisierung der schwach verkokbaren und unverkokbaren Valea-Jiului-Steinkohle**

In der vorliegenden Arbeit wird eine gründliche Charakterisierung der Kohle aus dem Valea-Jiulu—Kohlenbekken; anhand einiger neuen Ergebnissen dargestellt. Diese Ergebnisse sind auf Grund von karbopetrographischen-und verfahrenstechnischen Bestimmungen, für einige Proben aus 12 Erzbergbauwerken ermittelt worden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 53—58

DK : 620.181.4

Lupu, Iuliana und Lupu, Ligia: **Einsatz der thermometrischen Analyse bei der Prüfung der metallurgischen Erzeugung**

Nach der Darstellung der theoretischen und exper mentellen Grundlagen der thermometrischen Analyse, wie auch der eingesetzten Apparatur, wird auf einige metallurgische Anwendungsbereiche dieser Analysenmethode hingewiesen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 59—60

DK : 621.741.1

Păsărică, Victoria, Moiceanu, Ionica, Ionescu, V. und Pop, Dorina; **Beitrag der LUB-9-und LUB-2-Giesspulvern zur Verunreinigung, mit Hilfe von nichfmetallischen Einschlüssen des kohlenstoffarmen Stahles**

Es werden die sich in industrieller Phase befindenden Erforschungsergebnisse, was betrifft das Betriebsverhalten der LUB-9- und LUB-2-Giesspulvern, hinsichtlich der Oberflächenqualität, der Blöcke und der Verunreinigung mit oxydischen nichtmetallischen Einschlüssen des kohlenstoffarmen Stahles, zwecks der Qualitätsverbesserung der betreffenden Pulvern, sowie der Vervollkommung der Giess- und Erstarrungstechnologie des 16 Mo Cr 10-Kleinkraftwagenstahles, welcher in 50t-Elektroöfen, entgast und nachher in Vakuum mit Aluminium desoxydiert und mit Ferrobor mikrolegiert wird, vorgestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 61—68

DK : 621.73.043 :621.791.052

Dobrescu, Gr., May, G., Bădoi, I. und Constantin, Gh. : **Einige Betrachtungen zur Wiederinstandsetzung der Gesenkschmiedestücke, durch Schweissen und Wiedergesenkschmieden**

Die Anwendung des Wiederinstandsetzungsverfahrens durch verschiedene Schweiss- und Gesenkschmiedeprozesse, unter den im vorliegenden Studium festgelegten Bedingungen schliesst den Bedarf von andersartigen Einrichtungen oder Arbeitskräfte als jene für die betreffenden Verfahrenstechniken (Schweissen und Gesenkschmieden) aus.

Das Verfahren ist als eine nichtvereinbarte, interferente Verfahrenstechnik, zwischen Schweissen und Gesenkschmieden mit grossen Vorteilen angesichts der Notwendigkeit der höheren Verwertung der vorhandenen Werkstoff-und Energiequellen betrachtet.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 69—70

DK : 539.431

Fiterău, Victoria und Ionescu, Nicoleta: **Erforschungen betreffs der Ermüdungsfestigkeit der Kugellargerstähle**

Die Kugellargerstähle werden oft durch die Ermüdung der Oberflächenschichten zerstört.

In der vorliegenden Arbeit wird der Einfluss der plastischen Verformung, und zwar der thermomechanischen Behandlungen, auf die Kontaktermüdungsfestigkeit des RUL-2-Stahles erforscht. Es kann der Schlussatz gezogen werden, dass der optimale Verformungsgrad zwischen 30 und 45% stattfindet, und die Kontaktermüdungsfestigkeit bei einer Aufdruckbelastung von drei 150 daN-Kugeln mit 12×10^6 Kreisläufen optimal ist.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 71—74

DK : 669.59

Ovesea, I., Benea, Lidia und Mitoşeriu, Olga : **Verminderungsmöglichkeiten des Zinkverbrauchs während der elektrolytischen Fällung**

Das elektrochemische Beschichtungsverfahren der metallischen Legierungen erlaubt die Beschichtung einiger dünnen Schichten mit korrosionsbeständigen Eigenschaften.

Die Arbeit hat als Ziel die Festsetzung einiger Wechselbeziehungen zwischen der Qualität des Hauptgutes — — kaltgewalzter Stahl und der aus Zn—Fe—Legierungen hergestellten Schutzschichten, sowie der Bedingungen für deren elektrolytische Fällung. Die Qualität der aus Zn—Fe—Legierungen hergestellten Schutzschichten wurde aus dem Gesichtspunkt des Verschleisswiderstandes und der Haftung analysiert. Die Analyse wurde im Vergleich zu den elektrolytischen Reinzinkschichten, mit Hilfe desselben Hauptguts ausgeführt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 75—79

DK : 666.19 :669.015

Vachniuc, P. : **Ausnutzbarkeit der Basaltprodukte in der Hüttenindustrie**

In der vorliegenden Arbeit werden die technischen Kenndaten der aus geschmolzenem und rückkristallisiertem Basalt hergestellten Produkte, sowie diejenigen der gesinterten Produkte, dargestellt.

Anhand der obengenannten Eigenschaften werden die Einsatzbereiche des Basalts, als Metallersatz und in erster Linie als Legierungsstahlersatz in der Hüttenindustrie erläutert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 80—82

DK : 669.131.622 :536 :7

Cojocaru, V. : **Thermodynamische Betrachtungen zur Kugelgraphitgewinnung**

Die Gesamtoberfläche — bestehend aus Graphittrennoberfläche und Metallmatrix, stellt die Fläche der Graphitoberfläche dar und ihr minimaler Wert entspricht der Kugelgraphitform des Graphits, während ihr maximaler Wert, der Schuppengraphitform des Graphits entspricht.

Aus der mathematischen Abhängigkeit, die zwischen der Gesamtoberfläche der Graphit-Metalloberfläche und der Oberflächenspannung der flüssigen oder festen Metallmatrix, geht hervor, dass die hohe Oberflächenspannung der Metallmatrix eine verbindliche Bedingung der Graphitsphäroidisierung ist.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 83—86

DK : 621.73 :669.131.2

Topan, Gh., Bujáki, Al. und *Malei, T* : **Weisseisenschmieden**

In der Arbeit wird die Schmiedetechnologie der Weisseisengussstücke und ihre Anwendungsbereiche dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 87—88

DK : 621.74.3 :661.183.4

Cohn, E., Sofroni, L., Filip, N. und Crăciun, S. : **Verbesserung des auf Basis vom Natriumsilikat stattfindenden Kernherstellungsverfahren**

In der Arbeit werden die Reaktionsbedingungen, mit welchen die Formmassenhärtung, auf Grund vom Natriumsilikat, in der Gegenwart von Kohlendioxyd, analysiert.

Es wird die Wirkung der Kohlendioxyderwärmung auf den Kompressions— und Zugwiderstand der aus Quarzsand und 6 % — Natriumsilikat hergestellten Proben erläutert.

Anhand der Anwendung des warmen Kohlendioxyds wird eine Verminderung von 30 % betreffend diesen Reaktionsmittel erreicht; was zur Selbstkostensenkung der Gussstücke beiträgt.

Metalurgia 39(1987), nr. 2, p. 89—91

DK : 669.14.018.463 : 669.11.012.1

Lammert, F. : **Betrachtungen betreffend die Wärmebehandlung der 34MoCrNi15 — Stahlachsen**

Die Arbeit wiederspiegelt die Ergebnisse die bei der Wärmebehandlung der Achsen mit einem Durchmesser von 150—200 mm, die aus 34 MoCrNi15 — Stahl hergestellt wurden, indem auf die Abschrecktiefe und auf der Kerbschlagzähigkeit hingewiesen wird, erhalten wurden.

Es wird analysiert, ob hinsichtlich dieser Stahlsorte, welche der niedriglegierten, perlitischen Stahlklasse zugehört, die Möglichkeit des Auftretens der Anlassprödigkeit gibt; welche Einschränkungen während dem Anlassvorgang mitsichbringt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2 p. 92—93

SOMMAIRE

CD : 662.74

Predeanu, Georgeta, Dumitrescu, C., Albăstroiu, P., Mihăilescu, L., Panaitescu, Cornelia et Penu, Anca : **La caractérisation du point de vue pétrographique des houilles faiblement cokefiées et non cokéfiées de Valea Jiului**

A partir des résultats concernant les déterminations charbopétrographiques et technologiques effectuées sur des échantillons provenant de 12 exploitations du bassin de Valea Jiului, l'article présente une caractérisation détaillée des charbons du bassin mentionné.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 53—58

CD : 620.181.4

Lupu, Iuliana et Lupu, Ligia : **L'analyse thermométrique dans le contrôle de la production métallurgique**

Les auteurs présentent les principes théoriques et expérimentaux de l'analyse thermométrique de même que des appareils utilisés.

On mentionne également certaines utilisations de cette méthode d'analyse dans le domaine de la métallurgie.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 59—60

CD : 621.741.1

Păsărică, Victoria, Moiceanu, Ionica, Ionescu, V. et Pop, Dorina : **L'influence des poudres de coulée type LUB-9 et LUB-2 à la contamination à inclusions non métalliques de l'acier à bas carbone**

On présente les résultats des recherches en phase industrielle concernant le comportement en service des poudres de coulée type LUB-9 et LUB-2, du point de vue de la qualité des surfaces des lingots et de la contamination à inclusions oxydiques de l'acier, visant l'amélioration de la qualité des poudres isolantes thermiques et le perfectionnement de la technologie de coulée-solidification de l'acier à automobile, de nuance 16MoCr10, élaboré dans les fours électriques de 50 tonnes, dégazé et désoxydé sous vide à aluminium et faiblement allié à ferro-bore.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 61—68

CD : 621.73.043 : 621.791.052

Dobrescu, Gr., May, G., Bădoi, I. et Constantin, Gh. : **Considérations concernant le réconditionnement des pièces matriçées, par soudage et rematriçage**

Le processus de réconditionnement par soudage-rematriçage, dans les conditions mentionnées dans l'étude, exclue la nécessité de certains equipements supplémentaires ou de l'utilisation d'une main d'oeuvre différente de celle utilisée pour les technologies respectives (soudage et matriçage).

Le processus est une technologie non-conventionnelle située entre le soudage et le matriçage qui contribue à la mise en valeur des ressources matérielles et énergétiques.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 69—70

CD : 539.431

Fiterău, Victoria et Ionescu, Nicoleta : **Recherches concernant la résistance à la fatigue des aciers à roulements**

La déterioration des aciers à roulements est souvant provoquée par la fatigue des couches superficielles.

Les auteurs analysent l'influence de la déformation plastique, respectivement des traitements thermomécaniques, sur la résistance à la fatigue de contact de l'acier RUL 2. Les auteurs ont constaté que le degré de déformations optimum est situé entre 30 et 45 %, tandis que la résistance à la fatique de contact pour une charge de pression sur trois billes de 150 daN est de 12 × 10 cycles.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 71—74

CD : 669. 59

Ovesea, I., Benea, Lidia et Mitoseriu, Olga : **Possibilités de réduction de la consommation de zinc dans le processus de déposition électrolytique**

L'article a pour but la détermination d'une corrélation entre la qualité du matériel support — l'acier laminé à froid — et les films protecteurs en alliages Zn—Fe, de même que les conditions de déposition électrolytique. La qualité des films protecteurs en alliages Zn—Fe a été étudiée du point de vue de la résistance à la corrosion et de l'adhérence par rapport aux couches de zinc pur déposées électrolytiquement sur le même matériel support.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 75—79

CD : 666.19 : 669.015

Vachniuc, N. : **Possibilités d'utilisation des produits de basalte dans l'industrie métallurgique**

L'auteur présente les caractéristiques techniques des produits en basalte fondu et recristallisé, de même que celles des produits sinterisés.

Compte tenu de ces propriétés, l'auteur indique les domaines d'utilisation du basalte dans l'industrie métallurgique en tant que substitut des métaux et principalement des aciers alliés.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 80—82

CD : 669.131.622 : 536.7

Cojocaru, V. : **Considérations thermodynamiques sur l'obtention du graphite nodulaire**

La superficie de l'interface graphite — matrice métallique répresente la superficie du graphite ; sa valeur minima correspond à la forme nodulaire du graphite, tandis que sa valeur maxima correspond à la forme lamellaire du graphite.

A partir de la dépendence mathématique entre la superficie graphite-matrice métallique et la tension superficielle de la matrice métallique liquide ou solide, on constante que la tension superficielle élevée de la matrice métallique est une condition obligatoire pour la nodulisation du graphite.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 83—86

CD : 621.73 : 669.131.2

Topan, Gh., Bujáki, Al. et Matei, T. : **Le forgeage de la fonte blanche**

L'article présente la technologie de forgeage des pièces moulées en fonte blanche et leurs domaines d'utilisation.

Metalurgia 38 (1986), nr. 2, p. 87—88

CD : 621.743 : 661. 183.4

Cohn, E., Filip, N., et Crăciun, S. : **Le perfectionnement du procédé de noyautage basé sur le silicate de sodium**

Les auteurs analysent les conditions dans lesquelles a lieu la réaction de durcissement des sables de moulage basé sur le silicaté de sodium en présence du bioxyde de carbone.

On présente l'influence de chauffage du bioxyde de carbone sur les résistances à la compression et à la traction des éprouvettes réalisées en sable quartzeux et 6 % silicate de sodium.

L'utilisation du bioxyde de carbone chaud contribue à la diminution par 30 % de la consommation de ce réactif. On obtient aussi l'abaissement du coût des pièces moulées.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 89—91

CD : 669.15.018.463 : 669.11.012.1

Lammert, F. : **Considérations sur le traitement thermique des axes en acier 34MoCrNi15**

On présente les résultats du traitement thermique des axes à diamètres entre 150 — 200 mm en acier 34MoCrNi 15 sous l'aspect de la profondeur de trempe et de la resiience.

L'auteur analyse la possibilité d'apparition de la fragilité de revenu qui provoque des restictions dans le régime de revenu dans le cas de l'acier faiblemen' allié.

Mealurgia 39 (1987), nr. 2, p. 92—93

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 662.74

Предеану, Джеорджета, Думитреску, К., Албэстрою, П., Михэилеску, Л., Панаитеску, Корнелия и Пену, Анка: **Представление с петрографической точки зрения слабококсующихся и некоксующихся каменных углей из Валеа Жиулуй**

В работе представлена характеристика углей из бассейна Валеа Жиулуй на основе новых результатов, выявленных карбопетрографическими и технологическими определениями на пробах из 12 разработок бассейна.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 53—58

ДК: 620.18.181.4

Лупу, Юлиана и Лупу, Лиджия: **Термомертический анализ при контроле металлургического производства**

После представления теоретических и опытных принципов, а также и используемой аппаратуры указываются некоторые области применения в металлургии этого метода анализа.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 59—60

ДК: 621.741.1

Пэсэрикэ, Виктория, Мойчеану, Ионика, Ионеску, В. и *Поп, Дорина:* **Вклад литейных порошков вида LUB-9 и LUB-2 при загрязнении неметаллическими включениями низкоуглеродистых сталей**

Представлены результаты исследований в промышленной стадии относительно поведения при эксплуатации литейных порошков LUB-9 и LUB-2, с точки зрения качества поверхностей слитков и загрязнения окисными неметаллическими включениями низкоуглеродистых сталей, для улучшения качества соответствующих порошков и совершенствования технологии разливки-затвердевания стали для автомобилей марки 16MoCr10, изготовленной в 50 т электрической печи, дегазированной и раскисленной в вакууме алюминием и микролегированной ферробором.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 61—68

ДК: 621.73.043: 621.791.052

Добреску, Г., Май, Г., Бэдой, И. и *Константин, Г.:* **Некоторые соображения относительно восстановления штампованных частей сваркой и перештамповкой**

Применение способа восстановления сваркой-перештамповкой в установленных условиях работы исключает необходимость оснащений или рабочих сил, различных по сравнению с используемыми для соответствующих технологий (сварка и штамповка).

Способ отмечается как неусловная интерферированная технология между сваркой и штамповкой, с широкими возможностями использования материальных и энергетических ресурсов.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 69—70

ДК: 539.431

Фитерэу, Виктория и Ионеску, Виолета: **Исследования относительно сопротивления усталости подшипниковой стали**

Подшипниковые стали часто разрушаются из-за усталости поверхностных слоев.

В работе изучено влияние пластической деформации, следовательно термомеханических обработок на сопротивление контактной усталости стали RUL 2. Степень оптимальной деформации находится между 30 и 45%, а сопротивление контактной усталости при нажимной нагрузке на три шара — 150 daN, 12×10^6 циклов.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 71—74

ДК: 669.59

Овезеа, И., Бенеа, Лидия и *Митошеру, Ольга*: **Возможности снижения расхода цинка в процессе электроосаждения**

Электрохимический способ осаждения металлических сплавов позволяет нанесение тонких слоев с антикоррозионными свойствами.

В работе устанавливается соотношение между качеством материала опора-холоднокатанная сталь и защитные плёнки из сплавов Zn-Fe, а также и условия их электроосаждения. Качество защитных пленок из сплавов Zn-Fe изучено с точки зрения сопротивления коррозии и сцепления по сравнению со слоями чистого цинка электроосажденные на том же материале опора.

Metalurgia 39(1987), nr. 2, p. 75—79

ДК: 666.19: 669.015

Вахнюк, Н.: **Возможности использования базальтовых изделий в металлургической промышленности**

Представлены технические характеристики изделий из плавленного и перекристаллизованного базальта, а также и спеченных изделий.

На основе этих свойств указываются области применения базальта в металлургической промышленности как заменитель металлов и главным образом специальных сплавов.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 80—82

ДК: 669.131.622: 536.7

Кожокару, В.: **Термодинамические соображения относительно получения шаровидного графита**

Площадь поверхности раздела графит-металлическая матрица представляет площадь поверхности графита и ее минимальное значение соответствует шаровидной форме графита, в то время как ее максимальное значение соответствует пластинчатой форме графита.

Из математической зависимости, полученной между площадью поверхности раздела графит-металлическая матрица и поверхностным напряжением жидкой или твердой металлической матрицы вытекает, что высокое поверхностное напряжение металлической матрицы является обязательным условием для сфероидизации графита.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 83—86

ДК: 621.73: 669.131.2

Топан, Г., Бужаки, А. и *Матей, Т.:* **Ковка белого чугуна**

В работе представлена технология ковки отлитых изделий из белого чугуна и области её применения.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 87—88

ДК: 621.743: 661.183.4

Коон, Е.,Филип, Н. и *Крэчюн, С.:* **Улучшение способа изготовления стержней на основе силиката натрия**

В работе анализированы условия при которых имеет место реакция затвердевания формовочных смесей на основе силиката натрия в присутствии двуокиси углерода.

Представлено влияние нагрева двуокиси углерода на сопротивления сжатию и растяжению образцов, изготовленных из кварцевого песка и 6% силиката натрия.

Применением теплой двуокиси углерода реализуется снижение расхода этого реагента на 30%, что ведет к снижению стимости отлитых деталей.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 89—91

ДК: 669.14.018.463: 669.11.012.1

Ламмерт, Ф: **Соображения по термической обработке осей из стали** 34MoCrNi15

Представлены полученные результаты при термической обработки осей диаметрами от 150 до 200 мм из стали марки 34MoCrNi15 под видом глубины закалки и ударной вязкости.

Анализированы если у этой марки стали, принадлежащей классу малолегированных сталей, перлитным, существует возможность появления отпускной хрупкости, генерирующая ограничения в режиме отпуска.

Metalurgia 39 (1987), nr. 2, p. 92—93

METALURGIA 2
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

ing. Georgeta Predeanu, dr. ing. C. Dumitrescu
ing. P. Albăstroiu
ICEM — Bucureşti
dr. ing. Lidia Mihăilescu
I.C.P.M.C. — Petroşani
dr. ing. Cornelia Panaitescu şi ing. Anca Penu
Institutul politehnic — Bucureşti

Caracterizarea din punct de vedere petrografic a huilelor slab cocsificabile şi necocsificabile din Valea Jiului

CZ: 662.74

În prezent, în Valea Jiului se produc trei sorturi de huile spălate, care sînt utilizate la producerea cocsului metalurgic, după cum urmează :

— huila de gaz, cu slabe însuşiri de cocsificare — LUB, 10 — 80 mm, care conţine producţia minelor Lupeni, Uricani şi Bărbăteni, spălată la preparaţia de la Lupeni ;

— huila de gaz flambantă, cu foarte slabe însuşiri de aglutinare, care conţine producţia minelor Vulcan şi Paroşeni, spălată la preparaţia Coroieşti ;

— huila flambantă necocsificabilă — PLDL, 0 — 10 mm, care conţine producţia minelor Petrila, Lonea, Dîlja şi Livezeni, spălată la preparaţia Petrila, precum şi huila de Aninoasa spălată la preparaţia Coroieşti, pe o linie tehnologică separată.

Utilizarea în şarja cocseriilor a huilelor produse în Valea Jiului necesită asigurarea şi menţinerea în timp a caracteristicilor chimice, respectiv a conţinutului de cenuşă în limita standardului, sub 8,6%, precum şi a caracteristicilor de aglutinare-cocsificare, condiţionate de dirijarea corectă la spălătorii a producţiei diferitelor mine.

Ample lucrări anterioare (1955—1970) privind studiul sistematic al caracteristicilor analitice, chimice şi de aglutinare-cocsificare au permis, pe baza unui foarte mare număr de probe colectate din mine şi straturi, să încadreze în clasificarea internaţională huilele exploatate din minele Lonea, Petrila, Aninoasa, Vulcan, Lupeni şi Uricani [1]. De asemenea, s-a putut scoate în evidenţă creşterea gradului de carbonificare şi, implicit, ameliorarea proprietăţilor tehnologice pe direcţia est-vest [1], [2].

Caracterizarea carbopetrografică a huilelor produse în minele Văii Jiului, din punctul de vedere al compoziţiei cantitative după macerali şi după microlitotipi, şi în special stabilirea gradului de carbonificare prin determinarea reflectanţei vitrinitului reprezintă o necesitate a cărei importanţă pentru utilizarea lor tehnologică a fost demonstrată teoretic şi aplicativ (1970—1980) [3], [4].

Continuarea şi completarea acestor lucrări s-au impus atît prin necesitatea folosirii tehnicilor carbopetrografiei la determinarea cantitativă a compoziţiei de macerali a cărbunilor în mod sistematic, cu stabilirea variaţiei în timp şi spaţiu, după mine şi loturi de producţie, şi la stabilirea rangului, cît şi prin deschiderea noilor exploatări miniere Livezeni, Dîlja, Paroşeni, Bărbăteni, Valea de Brazi şi Cîmpu lui Neag.

Lucrarea de faţă s-a realizat în colaborare cu Institutul de Cercetări şi Proiectări Miniere pentru Cărbune (I.C.P.M.C.) din Petroşani care a prelevat probe din producţia curentă a celor 12 exploatări miniere şi le-a prelucrat în laborator pînă la conţinuturi de cenuşă sub 8,6% [4] şi cu Institutul politehnic Bucureşti, unde s-au efectuat o parte din determinările de compoziţie petrografică cantitativă [4]. În cursul anilor 1983 şi 1984 s-au colectat şi preparat cîte şase loturi de probe din producţia fiecărei exploatări miniere. Din acestea s-au alcătuit probe medii la care s-au efectuat analizele chimice şi tehnologice şi s-au confecţionat şlifuri (secţiuni lustruite) pentru cercetarea carbopetrografică [5]. De asemenea, s-au realizat şarje special pregătite pentru cocsificări de laborator.

Rezultatele analizelor de rang, chimico-tehnice şi elementare, precum şi ale testelor tehnologice sînt prezentate în tabelul 1, sub formă de valori medii, pentru cele şase loturi de probe. Se poate constata creşterea constantă a gradului de carbonificare, exprimat prin reflec-

Tabelul 1

Rangul şi caracteristicile chimico-tehnologice ale huilelor din Valea Jiului (medii pe loturi 1983—1984)

Mina	Compoziţie chimico-tehnică, %				Analiza elementară, %			$\frac{H}{C}$	Caracteristici tehnologice						Gray King	Reflectanţa, %
	W^a	A^{anh}	V^{mc}	S_t^{anh}	C^{mc}	H^{mc}	$(O-N)^{mc}$		IR	UL	a b	T_1	T_2	T_3		
Lonea	3,97	6,93	43,53	2,50	77,06	5,45	17,49	0,86	0,5	1	22—22	367	413	413	A—B	0,56
Petrila	3,01	6,06	43,16	2,04	79,28	5,53	15,19	0,83	8	1½	25—25	366	423	423	C	0,60
Dîlja	3,97	6,06	42,51	1,50	77,64	5,34	17,02	0,82	1	1	20—20	358	402	402	A—B	0,57
Livezeni	5,50	8,28	46,96	4,14	75,23	5,54	19,23	0,87	0	1	18—18	352	415	415	A	0,48
Aninoasa	2,73	5,99	41,37	1,18	79,36	5,56	15,08	0,84	12	1½	21—21	367	405	405	D—E	0,65
Vulcan	2,67	5,97	42,57	2,41	79,32	5,48	12,20	0,84	16	2	21— 9	354	395	410	E—F	0,64
Paroşeni	2,09	7,01	44,40	3,12	79,04	5,75	15,21	0,87	17	2	20—6	350	380	404	F	0,62
Lupeni	1,62	6,78	40,79	2,33	80,72	5,69	13,59	0,84	55	3½	21 40	348	370	408	G_1	0,72
Bărbăteni	1,57	6,13	40,32	2,32	81,74	5,67	12,59	0,82	53	3½	19 50	351	370	414	G_2	0,79
Uricani	1,37	9,45	44,16	2,95	80,63	5,77	13,60	0,85	50	2	20 20	343	385	408	G	0,65
Valea de Brazi	2,39	7,17	41,59	2,22	79,43	5,39	15,18	0,81	24	3	19 20	343	381	386	G_1	0,69
Cîmpu lui Neag	3,72	8,69	42,97	1,95	77,65	5,58	16,77	0,86	7	1	20—20	349	394	394	B	0,53

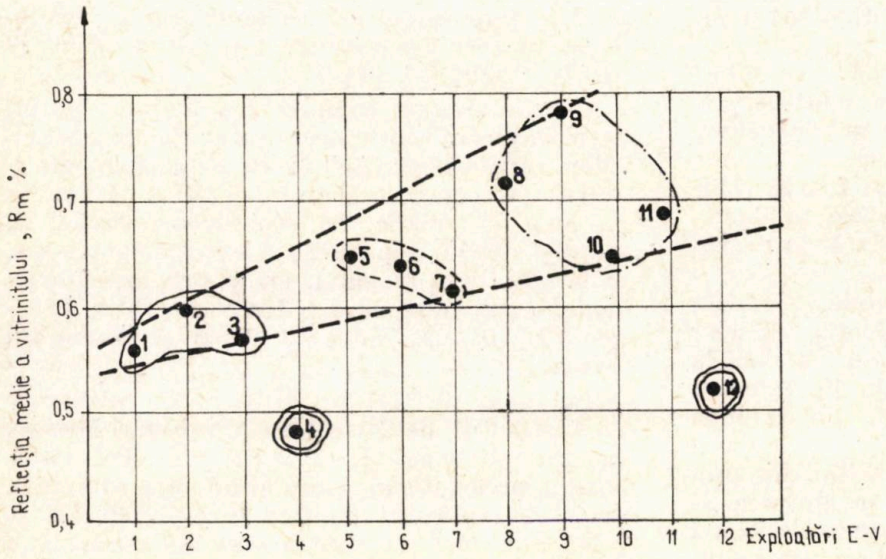


Fig. 1. Variaţia gradului de carbonificare în exploatările de cărbuni din Valea Jiului, de la est la vest : *1* — Lonea, *2* — Petrila, *3* — Dîlja, *4* — Livezeni, *5* — Aninoasa, *6* — Vulcan ; *7* — Paroşeni, *8* — Lupeni, *9* — Bărbăteni, *10* — Uricani, *11* — Valea de Brazi, *12* — Cîmpu lui Neag

tanţa medie a vitrinitului pe direcţia est-vest cu maximul situat în zona minelor Lupeni şi Bărbăteni. În continuare, pe aceeaşi direcţie, se observă o scădere a gradului de carbonificare accentuată în zona carierei Cîmpu lui Neag, de unde se exploatează huile necocsificabile de tipul Lonea-Dîlja, din partea de est a bazinului. În figura 1 este redată variaţia rangului, exprimat prin reflectanţa medie a vitrinitului, % R_{mVi}, a cărbunilor din Valea Jiului, pe direcţia est-vest. Ceilalţi doi parametri de rang, % V^{mc} şi C^{mc}, determinaţi pentru cărbunele total, au în general valori corespunzătoare, cărbunii de Valea Jiului fiind cărbuni vitrinitici. Această variaţie a rangului este confirmată de evoluţia caracteristicilor tehnologice, care demonstrează proprietăţi de aglutinare-cocsificare mai bune la probele de cărbuni din minele Lupeni, Bărbăteni şi Uricani. Unele necorelări, apărute în valorile individuale ale diverşilor indici, se datoresc variaţiilor calităţii loturilor de probe prelevate din producţia aceleiaşi exploatări miniere. Aceste variaţii s-au constatat în special în cazul minelor Uricani, Lupeni şi Petrila, în producţia cărora intervin cărbunii din exploatările diferitelor straturi existente. Prelevarea probelor de cărbune din diferitele straturi exploatabile [4] este şi explicaţia variaţiei conţinutului de sulf total, mai redus în cazul minelor Dîlja, Aninoasa şi Cîmpu lui Neag, faţă de restul bazinului.

Caracteristicile de rang, fizico-chimice şi cele tehnologice permit gruparea producţiei de cărbuni din Valea Jiului în patru categorii, după cum urmează :

Cărbunii exploataţi în minele Livezeni, Lonea, Dîlja şi cariera Cîmpu lui Neag prezintă gradul cel mai scăzut de carbonificare, încadrîndu-se

astfel, din punctul de vedere al propunerii de clasificare internațională bazată pe valoarea reflectanței medii a vitrinitului, în categoria cărbunilor bruni huiloși (la limita de trecere de la cărbuni bruni la huile), cu valori ale reflectanței medii sub 0,6%. Acești cărbuni prezintă procente ridicate de materii volatile $V^{mc} = 40 - 45\%$ și conținutul cel mai scăzut de carbon elementar $C^{mc} = 67,4 - 74,6\%$. Caracteristicile tehnologice arată lipsa completă a însușirilor de aglutinare-cocsificare. Deoarece prezintă valori ale puterii calorice superioare peste 24 MJ/kg (5700 kcal/kg), raportat la masa combustibilă, acești cărbuni se încadrează totuși, conform clasificării internaționale ONU/1956, în categoria huilelor.

Cărbunii produși în minele Petrila și Aninoasa, deși nu prezintă caracteristici de aglutinare-cocsificare, au un grad de carbonificare ceva mai ridicat, atestat atît de valoarea reflectanței medii a vitrinitului, de minimum 0,6%, cît și de celelalte caracteristici chimice și tehnologice, care îi încadrează în clasa huilelor flambante.

Producția minelor Vulcan, Paroșeni prezintă un grad de carbonificare puțin mai ridicat, exprimat prin valoarea reflectanței medii de 0,63% și apariția unor slabe proprietăți de aglutinare-cocsificare.

Cărbunii produși de minele Lupeni, Bărbăteni, Uricani și cei prelevați prin foraj de la mina Valea de Brazi prezintă gradul de carbonificare maxim pentru bazinul Văii Jiului, cu valori ale reflectanței medii a vitrinitului de 0,65 — 0,8%. Acești cărbuni prezintă caracteristici de aglutinare-cocsificare, respectiv indici de umflare de 2 pînă la $3^1/_2$, indici Roga de 24 — 55 și dilatarea Audibert — Arnu de 20 — 50. Cărbunii produși la mina Uricani și cei prelevați prin foraj de la Valea de Brazi se situează la niveluri de carbonificare ceva mai scăzute, corespunzătoare valorilor minime ale diverșilor indici menționați.

Din punctul de vedere al compoziției petrografice după macerali, diferitele mine ale zăcămîntului Valea Jiului se caracterizează printr-o predominanță a maceralilor din grupa vitrinitului, ce reprezintă 78 — 81%, proporție care se menține practic constantă de-a lungul timpului [3], [4]. Între aceștia apar frecvent maceralii specifici huilelor cu grad de carbonificare scăzut, desmocolinitul și telinitul. Compoziția petrografică cantitativă a acestor cărbuni, pe mine, în aceeași ordine, pe direcția est-vest a poziționării lor geografice, este dată în tabelul 2.

Aspectele microscopice reprezentative pentru diverșii macerali sînt prezentate în micrografiile din figura 2.

Colinitul este tipul de maceral predominant în vitrinitul huilelor de Valea Jiului, 40 — 52% în cărbune, apărînd ca gelo-și telocolinit.

Figura 2, *a* reprezintă o particulă de colinit prezentînd fisuri umplute cu spat.

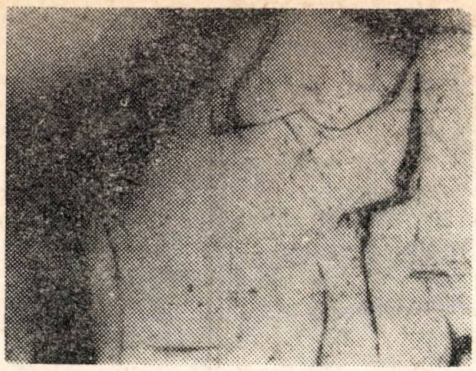
Telinitul apare în proporții ridicate, variabile, cuprinse între 11 și 19%, mai frecvent 12 — 14%, ca o caracteristică specifică a rangului scăzut al acestor huile, și se prezintă sub o mare varietate de aspecte structurale, celulele și structura fibroasă fiind frecvent impregnate cu rezinit (fig. 2, *a*, *b*). În figura 2, *c* se poate vedea un clarit rezinitic, microlitotip reprezentativ pentru structura acestor cărbuni. Desmocolinitul, maceral de asemenea specific huilelor din Valea Jiului, se găsește în cantități mari, frecvent de 14 — 20%, sub aspecte variate (fig. 2, *d*).

Maceralii din grupa exinitului, care apar frecvent în proporții de 12 — 14%, sînt reprezentați de exinit, care umple celulele telinitului (2 —5%) (fig. 2, *c*, *d*), cutinit sub formă de cuticule subțiri și țesut de mezofil în colinit

Tabelul 2

Compoziția petrografică a huilelor din Valea Jiului (medii pe loturi 1983—1984, % vol.)

Mina	Componentul petrografic												
	Telinit	Colinit	Desmocolinit	Vitrinit	Exinit	Rezinit în telinit	Inertinit	Total masă organică	Minerale argiloase	Pirită și carbonați Fe	Pirită	Total masă minerală	Total
Lonea	19,44	42,42	17,18	79,04	13,8	(2,58)	1,08	93,92	2,71	3,38	(2,16)	6,08	100,0
Petrila	14,92	46,87	15,32	77,10	13,5	(1,27)	1,28	91,88	3,90	4,22	(2,67)	8,12	100,0
Dîlja	12,43	44,73	19,68	76,84	13,75	(2,56)	0,81	91,40	4,18	4,42	(3,31)	8,60	100,0
Livezeni	12,06	45,98	16,65	74,70	14,73	(0,88)	1,40	90,83	4,37	4,80	(3,13)	9,17	100,0
Aninoasa	14,30	48,35	19,02	81,67	8,17	(1,26)	0,95	90,80	4,73	4,47	(3,00)	9,20	100,0
Vulcan	14,07	46,83	20,74	81,64	9,10	(2,41)	0,67	91,41	3,93	4,66	(3,13)	8,59	100,0
Paroșeni	13,05	45,20	20,00	78,23	10,18	(1,29)	1,51	89,92	5,65	4,43	(2,48)	10,08	100,0
Lupeni	12,10	53,68	14,63	80,41	13,21	(2,55)	0,32	93,94	2,53	3,53	(2,56)	6,06	100,0
Bărbăteni	17,88	52,86	9,43	80,17	11,85	(1,13)	0,50	92,52	2,94	4,54	(3,34)	7,48	100,0
Uricani	14,28	50,96	12,02	77,26	12,81	(1,37)	1,37	91,44	3,88	4,68	(3,20)	8,56	100,0
Valea de Brazi	15,33	50,30	14,43	80,06	13,29	(0,24)	0,17	93,52	2,43	4,05	(2,73)	6,48	100,0
Cîmpu lui Neag	17,51	39,76	21,70	78,97	12,98	(3,23)	0,74	92,69	2,76	4,55	(2,20)	7,31	100,0



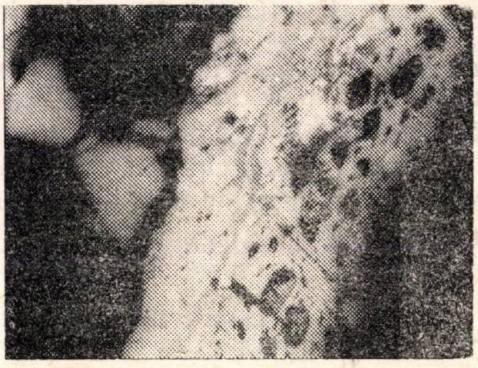
a

e

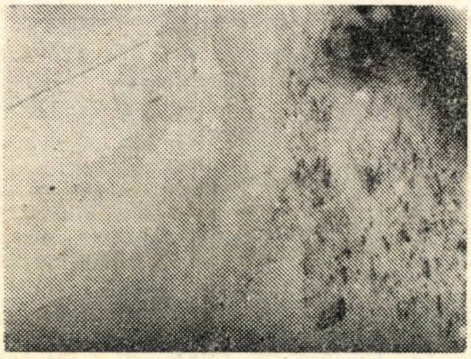
b

f

c



g

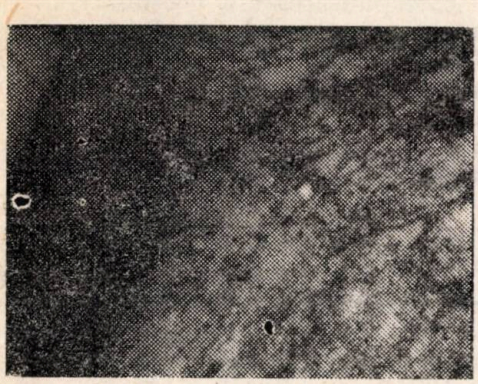


d

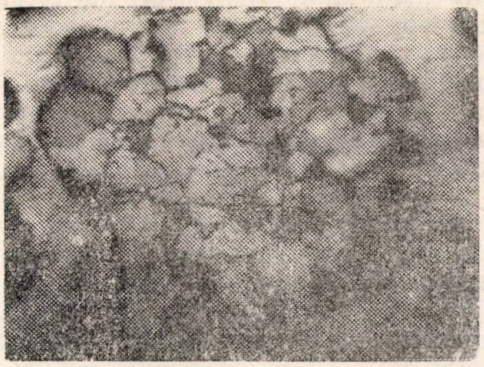
h

i

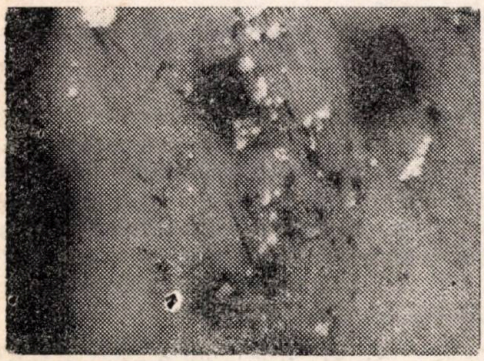
l



j



m



k

n

g. 2. Structuri de cărbuni : *a*—colinit fisurat, într-un căr- ıne de la mina Lupeni. Fisurile sînt impregnate cu spat, minã reflectată, imersie ulei, x 400 ; *b* — telinit predomi- ınt fibros, marcat de rezinit : L.R., im. ulei, × 400 ; clarit rezinitic de diferite forme şi dimensiuni ; L.R., im. ei, × 400 ; *d* — desmocolinit, într-o huilă Coroieşti ; R., im. ulei, × 400 ; *e* — clarit de cuticule, cu mult ţesut mezofil ; L. R., im. ulei, × 400 ; *f* — semifuzinit (stg), crospori şi inertodetrinit fin, într-un cărbune de la mina icani ; L.R., im. ulei, × 400 ; *g* — semifuzinit (stg) alături fuzinit (dr) şi pirită fin diseminată ; L. R., im.ulei, × 400 ; *h* — fuzinit foarte reflectant, într-un cărbune de la mina Aninoasa ; L. R., im. ulei, × 400 ; *i*—sclerotinit alături de semifuzinit ; L. R., im. ulei, ×400 ; *j* — carbargilit dens într-o huilă PLDL ; L. R., im. ulei, × 400 ; *k* — cuarţ şi pirită fin diseminată în vitrinit ; L. R., im. ulei × 400 ; *l*—granulă de vitrinit ale cărei fisuri sînt umplute cu spat ; L. R., im. ulei × 400 ; *m* — concreţiuni rotunjite de sideritã, în vitrinit ; L. R., im. ulei, × 400 ; *n* — particulă de vitrinit netopită izotropă, înglobată în topitura de cocs anizotropic ; L. R., im. ulei × 400

g. 2, *e*) sau sporinit, ca microspori în microlitipi trimacerali (fig. 2, *f*).

Grupa inertinitului se găseşte în proporţie dusă, de maximum 1,5%, în cărbunii din ılea Jiului, ceea ce explică absenţa din eşti cărbuni a microlitotipului durit. Cel mai esea intertinitul apare sub formă de intertodetrinit (fig. 2, *f*) sau particule mici de semifuzinit (fig. 2, *g*). Mai rar se întîlneşte şi fuzinitul lîngă semifuzinit, sau în granule izolate, fragmentate (fig. 2, *h*). În structura acestor huile se poate întîlni destul de des sclerotinitul bine delimitat şi uşor de recunoscut, sub formă de scleroţi mono- sau multicelulari (fig. 2, *i*).

Substanța minerală existentă în aceste huile se remarcă printr-un conținut bogat de minerale argiloase fin diseminate în masa organică a vitrinitului sub forma microlitotipului carbargilit (fig. 2, *g*). De asemenea, caracteristică este și prezența piritei granulare în proporții ridicate în vitrinit, sub formă de cuiburi (fig. 2, *k*) și sub formă de benzi. Se mai întîlnesc spatul în special în fisurile vitrinitului (fig. 2, *a*, *k*), siderita (fig. 2, *m*) și cuarțul (fig. 2, *k*).

Analiza structurii petrografice a cărbunilor din exploatările miniere ale Văii Jiului arată că aceștia au o compoziție de macerali asemănătoare din punctul de vedere al calității, ceea ce confirmă materialul unic de origine și condițiile de depozitare. Cantitativ, în masa organică apar mici diferențe între cele trei tipuri de macerali vitrinitici, huilele de Lupeni avînd procentul minim de telinit, ceea ce concordă cu caracteristicile de rang. Diferențele în valorile pentru exinit minim pentru cărbunii de Aninoasa și Vulcan pot influența ușor procentele de materii volatile, în cazul huilelor de același rang. De aceea, aprecierea rangului trebuie să fie făcută prin stabilirea reflectanței vitrinitului. Masa minerală a cărbunilor cercetați nu diferă sensibil calitativ sau cantitativ. Rolul substanței argiloase la pirogenare este pozitiv la aceste valori reduse și la repartizarea ei uniformă în masă. Prezența piritei în cantitate ridicată arată necesitatea reducerii conținutului de sulf în șarjele conținînd acești cărbuni în cantitate mare.

Avînd în vedere considerațiile de mai sus, se poate menține gruparea producției minelor de cărbuni din Valea Jiului, în cele patru categorii, conform variației gradului de carbonificare determinat pe baza reflectanței vitrinitului.

În vederea confirmării influenței rangului asupra comportării la cocsificare a cărbunilor din acest zăcămînt, s-au efectuat și unele cercetări asupra microstructurii cocsurilor obținute în laborator, folosind cărbuni de Petrila, Vulcan și Lupeni în amestecuri diferite cu huilă din import, care a servit și ca etalon.

Rezultatele obținute au arătat că gruparea producției conform caracteristicilor de rang corespunde și unei comportări diferite la cocsificare a vitrinitului cărbunilor respectivi. Astfel, dacă vitrinitul huilelor de tipul Lupeni se comportă activ în procesul de cocsificare, topindu-se și dînd o structură de cocs relativ slabă dar continuă, vitrinitul tuturor celorlalți cărbuni se comportă mult mai puțin activ sau aproape inert, regăsindu-se uneori sub formă de granule netopite înglobate în structura topită de cocs, formată de componenții cocsificabili ai șarjei (fig. 2, *n*).

Plecînd de la modul diferit de comportare în cursul procesului de pirogenare a cărbunilor din minele Văii Jiului și în vederea utilizării acestor huile la producerea cocsului metalurgic, apare necesitatea alcătuirii amestecului de cărbuni de la spălătorii, ținînd seamă de caracteristicile de rang și tehnologice ale cărbunilor și de producția minelor respective, cu formarea a trei sau patru sorturi. Folosirea la cocserii a acestor sorturi necesită pentru fiecare dintre ele aplicarea unor măsuri tehnologice specifice, în scopul asigurării unei calități corespunzătoare a cocsului.

Orientarea producției minelor din bazinul Văii Jiului la cele patru preparații, conform propunerii făcute cu realizarea a patru sorturi diferențiate din punct de vedere calitativ, duce la o repartizare a producției și o încărcare a preparațiilor după cum urmează :

Exploatări miniere	Preparația	% din producția totală	
		1985—1986	după 1990
1. Livezeni, Dîlja, Lonea, Cîmpu lui Neag	Livezeni	26—27	27—28
2. Petrila, Aninoasa	Petrila	18—19	18—19
3. Vulcan, Paroșeni	Vulcan	18—19	18—19
4. Lupeni, Uricani, Bărbăteni, Valea de Brazi	Lupeni	35—36	35—36

Realizarea acestor patru sorturi prezintă avantajul dirijării producției preparației Livezeni, constînd din huilele cu gradul de carbonificare cel mai scăzut, numai la producerea semicocsului și cocsului de fluidizare, producția celorlalte preparații fiind trimisă la cocserii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ionescu, N. M. *Huilele din România*, O.D.P.T. — Ministerul Minelor, București, 1969.

[2] Blum, I., Ștefănescu, I. *Tehnologia combustibililor solizi — Cocsificarea cărbunilor*. București, Editura didactică și pedagogică, 1970

[3] Panaitescu, C. *Stabilirea modificărilor de structură fizico-chimică ale componenților petrografici din cărbunii naturali în procesele de carbonificare și carbonizare*, Teză de doctorat, București, 1980, Biblioteca I.P.B.

[4] Predeanu, G., Dumitrescu, C. *Caracterizarea din punct de vedere petrografic a huilelor necocsificabile și slab cocsificabile din Valea Jiului* — Comunicare la sesiunea IGEM, sept. 1985.

[5] Dumitrescu, C., Predeanu, G. *Caracterizarea petrografică a cărbunilor utilizați în șarjele de la U.C.C.—C.S. Galați*, comunicare la Sesiunea IGEM sept. 1982.

Dr. ing. Iuliana Lupu şi Ligia Lupu
Universitatea din Braşov

Analiza termometrică în controlul producţiei metalurgice

CZ : 620.181.4

Metodele termometrice de analiză se folosesc pentru determinarea unui număr mare de componenţi dintr-o varietate mare de produse. În metalurgie se analizează în mod curent următoarele categorii de produse :

a — Feroaliaje şi aliaje ajutătoare folosite la fabricarea oţelului şi a produselor finite : ferosiliciu, feromangan, ferotitan, ferovanadiu, feromolibden, ferocrom, ferosilicrom, ferowolfram, ferobor.

b—Oţeluri şi fonte.

c—Magneţi ALNICO.

d—Aliaje neferoase : aliaje pe bază de cupru, aluminiu, plumb, staniu, antimoniu.

e—Zgure de furnal.

f—Băi de nichelare, de cromare.

g—Soluţii de săruri metalice formate din prelucrarea minereurilor.

În continuare, vor fi prezentate unele metode de dozare a unor elemente de aliere din fonte şi oţeluri.

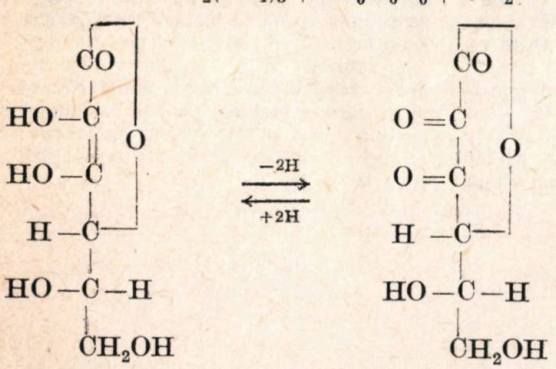
Determinarea conţinutului de crom prin reducerea K_2CrO_4 în mediu acid cu acid ascorbic sau sulfat feros

Proba de analizat se aduce în soluţie cu H_2SO_4, 1 — 2N sau se trece în acest mediu după aducerea în soluţie. Se tratează apoi cu $HClO_4$, cînd se oxidează cromul de la Cr^{3+} la Cr^{6+} după ecuaţia reacţiei :

$$4Cr_2(SO_4)_3 + 3HClO_4 + 16H_2O \rightarrow$$
$$\rightarrow 4H_2CrO_4 + 3HCl + 12H_2SO_4$$

Reacţia folosită termometric este cea de reducere a Cr^{6+} la Cr^{3+} cu acid ascorbic sau cu sulfat feros, care decurge după ecuaţia următoare în cazul folosirii acidului ascorbic :

$$2H_2Cr_2O_7 + 3C_6H_8O_6 + 3H_2SO_4 \rightarrow$$
$$\rightarrow Cr_2(SO_4)_3 + 3C_6H_6O_6 + 7H_2O$$



$C_6H_8O_6$ (acid ascorbic) $C_6H_6O_6$ (acid dihidroascorbic)

sau după ecuaţia următoare în cazul folosirii sulfatului feros :

$$H_2CrO_7 + 6FeSO_4 + 6H_2SO_4 \rightarrow$$
$$\rightarrow Cr_2(SO_4)_3 + 3Fe_2(SO_4)_3 + 7H_2O$$

Domeniul optim de concentraţie : 0,05 — — 1 mg Cr^{3+}/cm^3. Interferează vanadiul.

Determinarea conţinutului de molibden

Proba de analizat se aduce în soluţie cu reactivi potriviţi, apoi se realizează *p*H-ul neutru.

Determinarea termometrică a molibdenului se bazează pe căldura reacţiei de complexare cu H_2O_2 :

$$Na_2MoO_4 + 4H_2C_2 = Na_2[Mo(C_2O_4)_4] + 4H_2O$$

Se cunoaşte însă faptul că ionii de molibdat catalizează reacţia de descompunere a peroxizilor. Pentru a evita aceasta, înaintea adăugării H_2O_2 soluţia se tratează cu soluţie saturată de $H_2C_2O_4$. Se formează oxalato-complecşi ai molibdenului :

$$Na_2MoO_4 + 4H_2C_2O_4 =$$
$$= Na_2[Mo(C_2O_4)_4] + 4H_2O$$

În aceste condiţii, ionii de molibdat pot fi determinaţi termometric cu H_2O_2.

Mediul de reacţie se potriveşte astfel încît la soluţia probei de analizat neutră se adaugă un volum egal de soluţie saturată de $H_2C_2O_4$ şi apoi 30% H_2O_2.

Domeniul de concentraţie optim : 0,05 — — 5mgMo/cm³.

Interferează ionii care formează complecşi cu H_2O_2 sau se pot oxida. Dintre cei care complexează, titanul se poate masca cu NH_4F :

$$Ti(SO_4)_2 + 4NH_4F = TiF_4 + 2(NH_4)_2SO_4.$$

Determinarea conţinutului de titan sub formă de complex $H_2[TiF_6]$

Proba de analizat se aduce în soluţie cu H_2SO_4 1 — 4N. Se adaugă apoi reactivul, soluţie de HF 40%. Se măsoară termometric efectul termic al următoarei reacţii :

$$Ti(SO_4)_2 + 6HF = H_2[TiF_6] + 2H_2SO_4$$

Domeniul optim de concentraţie : 0,05 — — 3 mg Ti^{44}/cm^3.

Interferează compuşii care formează fluorocomplecşi.

Determinarea conţinutului de vanadiu sub formă de $V_2(SO_4)_5$.

Proba de analizat se aduce în soluţie cu H_2SO_4, 1—2N, se adaugă apoi reactivul, soluţie saturată de $K_2Cr_2O_7$. În aceste condiţii, vanadiul se oxidează de la $V^{4+} \rightarrow V^{5+}$ după reacţia:

$$6V(SO_4)_2 + K_2Cr_2O_7 + 7H_2SO_4 =$$

$$= 3V_2(SO_4)_5 + Cr_2(SO_4)_3 + 7H_2O + K_2SO_4$$

Efectul termic al acestei reacţii se măsoară termometric. Domeniul optim de concentraţie : 0,1 — 4 mg V^{4+}/cm^3. Interferează reducătorii.

Dacă proba conţine şi V^{5+} înainte de determinare, se reduce la V^{4+} cu $NaNO_2$, iar excesul de $NaNO_2$ se descompune cu carbamidă, apoi se face determinarea după procedeul indicat mai sus.

Acestea sînt doar cîteva din implicaţiile analizei termometrice în metalurgie. Odată cu perfecţionarea aparaturii, se lărgeşte domeniul de aplicare a metodelor termometrice de analiză.

REVISTA REVISTELOR

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 7, 1986

O trecere în revistă a cineticii oxidării materialelor compozit cu matrice de fibre de carbon şi carbon la temperaturi ridicate, p. 597 — Compararea formulelor de determinare a coeficientului de transfer de căldură în straturi bătătorite, p. 604 — Decarburarea fontei lichide de către H_2O la o concentraţie ridicată a sulfului, p. 611 — Obţinerea oţelului de rulmenţi cu conţinut ridicat de carbon în instalaţia de turnare continuă verticală, p. 614 — Reducerea FeO din zgurele lichide cu ajutorul carbonului solid în cuptorul electric cu arc, p. 621 — Estimarea parametrilor termodinamici pentru dezoxidarea fontei lichide cu ajutorul Cr, V, Al, Zr şi Ti, p. 629 — Efectele raportului Ta/W în faza γ' asupra rezistenţei la fluaj a superaliajelor monocristaline pe bază de nichel, p. 638 — Efectele elementelor de aliere asupra proprietăţilor de oboseală la încovoierea prin rotaţie ale oţelurilor de cementare, p. 642 — Structura oţelurilor 9Ni şi 9NiMo pentru aplicaţii criogenice, p. 649 — Calculul diagramei de fază ternară Fe—C—S, p. 655 — Electronica poate reprezenta o nouă frontieră pentru specialiştii din metalurgia feroasă, p. 664 — Lagăre cu role pentru cilindrii de sprijin de la laminoarele de tablă groasă, p. 668 — Determinarea rapidă a aluminiului solubil în acid din oţel cu ajutorul spectrometriei prin emisie cu scîntei, p. 669 — Un sistem de analiză în flux a soluţiilor de acoperire electrolitică cu zinc şi nichel, p. 670 — Un sistem de obţinere a hidrogenului foarte pur prin metoda absorbţiei prin oscilare la presiune, p. 671.

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 8, 1986

Optimizarea elaborării oţelului din minereuri cu conţinut ridicat de fosfor, p. 679 — Influenţa presiunii asupra vitezei de reducere a minereului de fier în strat fluidizat la presiune mare, p. 697 — Determinarea cantitativă a abraziunii cocsului, p. 704 — Analizarea degradării aglomeratului în furnal cu ajutorul unui nou tip de probă verticală, p. 710 — Distribuţia sulfului între fonta lichidă şi zgurele $CaO—MgO$ $Al_2O_3—SiO_2$ folosite pentru afinarea în oală, p. 717 — Influenţa fluxului fluid asupra separării incluziunilor în distribuitorul de la turnarea continuă, p. 724 — Sistem pentru controlul continuu al conţinutului de hidrogen din oţelul pentru conducte, folosind o metodă electrochimică, p. 732 — Efectul dispersiei precipitatului asupra texturii de recristalizare a tablei din oţel cu conţinut foarte scăzut de carbon şi cu adaos de niobiu laminat la rece, p. 737 — Lucrări prezentate la simpozionul ţinut cu ocazia celei de-a 110-a întîlniri a ISIJ, în octombrie 1985, p. 745 — Noul aparat de aprindere pentru maşina de aglomerare, p. 755 — Probă verticală pentru măsurarea condiţiilor din furnal, p. 756 — Pulbere utilizată la turnarea cu viteză mare, p. 757 — Sistem de încălzire a distribuitorului pentru turnarea continuă a oţelului, p. 758 — Metodă de descărcare electrică pentru texturarea cilindrilor de lucru, p. 759 — Sistem pentru controlul operaţiei cu microcalculatoare în secţiile de tragere la rece a ţevilor, p. 760.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 17, 1986

Ce trebuie să ştim despre distrugerea pădurilor, p. 875 — Condiţiile frecării în zona flanşelor a elementelor dreptunghiulare ambutisate, p. 879 — Influenţa anumitor straturi superficiale asupra comportării la frecare şi uzură la ambutisarea adîncă a aluminiului şi oţelurilor superioare austenitice, p. 887 — Bilanţul energetic şi randamentul unei prese cu excentric cu batiu de 2 000 kN, p. 893 — Cea de-a 14-a sesiune susţinută o dată la doi ani a IDDRG (International Deep Drawing Research Group), p. 899 — Tablă acoperită — creşterea cererii, p. 901 — Sisteme de transport automat ca element de legătură între depozit, producţie şi montaj, p. 903— Instalaţie de mare capacitate asistată de calculator, pentru depozitarea barelor lungi şi tăiere, p. 905 — Reducerea zgomotului în instalaţiile de tăiere longitudinală, p. 907 — Firma Mannesmannröhren-Werke, p. 909 — Situaţia pieţei ţevilor, p. 919 — Prognoze şi planificare — inclusiv pentru personalul de conducere, p. 81 — Nou din trecut : Situaţia industriei fierului în unele ţări, Austria, p. 90.

Fiz. Victoria Păsărică, ing. Dorina Pop
Institutul de cercetări metalurgice — București
Ing. Ionica Moiceanu, ing. V. Ionescu
Combinatul de Oțeluri Speciale — Tîrgoviște

Influența prafurilor de turnare de tip LUB-9 și LUB-2 asupra impurificării cu incluziuni nemetalice a oțelului cu conținut scăzut de carbon

CZ : 621.741.1

Încercări experimentale cu trasori radioactivi introduși în diferite produse pulverulente pe bază de oxizi (care vin în contact mai mult sau mai puțin prelungit cu oțelul lichid, de la ieșirea sa din oală), pentru a vedea dacă acestea introduc sau nu incluziuni exogene în oțel, sînt consemnate în lucrarea [1]. În literatură se găsesc mai multe lucrări ce se ocupă de reacțiile dintre oțel și diferitele materiale cu care acesta vine în contact, în scopul determinării originii și mecanismului de formare a micro- și macroincluziunilor oxidice [2], [3], [4] sau vizează proprietățile și comportarea incluziunilor oxidice provenite din diverse surse, în raport cu procesele de prelucrare la care este supus oțelul după turnare [5], [6]. Studiind comportarea diferitelor materiale (refractare, pulberi, dezoxidanți) în procesul de elaborare-turnare-solidificare a oțelului, autorii ajung la concluzia comună că, dacă aceste materiale sînt judicios alese și fabricate și apoi sînt exploatate în condiții corespunzătoare, atunci turnarea prin sifon nu duce la o impurificare importantă a oțelului cu incluziuni nemetalice.

Prezenta lucrare a avut ca scop urmărirea comportării în exploatare a două tipuri de prafuri de turnare (LUB-9 și LUB-2) din punctul de vedere al calității suprafeței lingourilor și, în mod deosebit, al impurificării cu incluziuni nemetalice oxidice (INO) a oțelului, în vederea îmbunătățirii calității prafurilor respective și a perfecționării tehnologiei de turnare a oțelului pentru autoturisme (cu 0,14 — 0,17 % carbon).

Lucrarea s-a întocmit ca urmare a unor observații primite de întreprinderile ce utilizau praful de tip LUB-9 cu conținut de 30 — 35% carbon (preparat în flux industrial), privind segregațiile de carbon în oțelul cu conținut scăzut de carbon. Din acest motiv, pe lîngă prafurile livrate curent de producător s-au preparat cîte 50 kg prafuri LUB-9 și LUB-2 în condiții de microproducție. În prezentul studiu s-a notat cu litera „T" prafurile preparate în flux industrial și cu litera „B" — prafurile preparate la C.I.P.R.-Brașov. Prafurile LUB-9T, LUB-9B, LUB-2T și LUB-2B s-au considerat materiale diferite și s-au testat în aceleași condiții, la turnarea oțelului 16MoCr10, elaborat la Combinatul de Oțeluri Speciale Tîrgoviște.

Cercetarea s-a efectuat prin marcarea cu radionuclidul ^{95}Zr a componenților oxidici de bază SiO_2, Al_2O_3 și MgO din compoziția prafurilor, radioizotopul fiind adăugat ca bioxid de zirconiu pur, (activat în reactorul nuclear), într-o cantitate sub $1^0/_{00}$. Compoziția chimică a celor patru prafuri utilizate în experimentări se dă în tabelul 1, iar determinările fizice efectuate pe mostre din acestea se dau în tabelul 2.

Din aceste tabele rezultă că :

— praful LUB-9T (preparat în flux industrial) are un conținut de carbon de peste 30%, depășind cu mult valorile admise de STAS (de 18 — 22%, în care se încadrează LUB-9B preparat în condiții de microproducție) ;

— atît LUB-9T cît și LUB-9B au conținut de Al_2O_3 prea mare (de 10,3 și respectiv 12%), față de 6 — 9% permis de normativele de preparare ;

— pentru LUB-2 (în ambele variante: T sau B) conținutul de Al_2O_3 este foarte apropiat de limita maximă admisă, în timp ce conținuturile de CaO și MgO depășesc mult aceste limite ;

Tabelul 1

Compoziția chimică a prafurilor de turnare experimentate

Tipul de praf	Compoziția prafurilor de turnare experimentate, %									
	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	MgO	Na_2O	H_2O	C_{tot}	PC	CO_3Na_2
LUB—9T	23,29	10,26[a)]	2,29	19,91	5,38	1,95	0,70	30,46[d)]	35,80	33,1
LUB—9B	24,99	11,98[a)]	3,02	17,64	4,98	5,56	0,92	18,95[d)]	30,71	36,0
LUB—2T	29,49	8,24	0,73	38,30[b)]	9,35[c)]	5,87	0,95	2,26	6,82	67,9
LUB—2B	31,51	8,36	0,81	38,35[b)]	9,10[c)]	4,87	0,90	1,66	6,27	66,1

a) admis 6 — 9% Al_2O_3 ; *b*) pentru LUB — 2, admis 34 — 37% CaO ; *c*) pentru LUB—2, admis 4—5,8% MgO ; *d*) pentru LUB — 9, admis 18—22% C_{tot}

Tabelul 2

Determinări fizice efectuate pentru prafurile de turnare experimentate

Analiza efectuată	Praful de turnare analizat:			
	LUB—9T	LUB—9B	LUB—2T	LUB—2B
Greutate volumetrică, g/cm³	1,34	1,15	1,08	1,33
— material tasat	0,82	0,74	0,60	0,82
— material netasat				
Analiza granulometrică	28,0	22,0	23,0	25,0
— pînă la 0,09 mm	10,0	13,0	11,0	11,0
— pînă la 0,06 mm	62,0	65,0	66,0	64,0
— sub 0,06 mm				
Temperatura, °C	1 185	1 180	1 190	1 160 — 1 190
— de sinterizare	1 195—1200	1 200	1 220	1220
— de topire*	1 225	1 205	1 245	1240
— de curgere*				

* După normativ 108—84 (CIPRBv) pentru LUB—2, temperatura de topire 1 150—1 220°C și de curgere 1 180—1 250°C

— granulația și umiditatea prafurilor (ultima sub 1% în momentul utilizării) corespund cerințelor, în schimb temperaturile de sinterizare, curgere și topire sînt apropiate sau chiar egale cu limitele superioare date în normative.

Prezența unei mari cantități de oxizi în compoziția prafurilor date (60% în LUB-9 și 87% în LUB-2) a impus alegerea ca trasor a unui izotop care din punct de vedere metalurgic să aibă o comportare apropiată de majoritatea tipurilor de oxizi prezentați anterior și un oxid cu stabilitate mare în baia de oțel (pentru a nu fi redus la starea metalică) și totodată să fie insolubil în acizii utilizați la separarea pe cale chimică din oțel a incluziunilor nemetalice oxidice (INO). De asemenea, se cere ca izotopul utilizat să aibă proprietăți nucleare adecvate metodelor de cercetare aplicate în studiu (macroautoradiografice și radiometrice). Un radionuclid care îndeplinește toate aceste condiții este ^{95}Zr sub formă de ZrO_2-activat. Prezența radiotrasorului în diferite zone din lingoul de oțel indică existența incluziunilor de Al_2O_3, SiO_2 și MgO, față de care ZrO_2 are o comportare metalurgică foarte apropiată (după stabilitatea oxizilor, potențialele Gibbs). Adîncimea de pătrundere a ZrO_2-activat în masa lingoului corespunde adîncimii de pătrundere a prafului de turnare studiat, ca total componenți. Astfel, zonele din lingou în care se găsește nuclidul ^{95}Zr pot fi testate și asupra influenței componenților de tip CaO, carbon și oxizi alcalini asupra structurii metalului.

Radioizotopul s-a adăugat într-o cantitate de 0,9 g/kg de praf și cu o activitate de 2,5 mCi/kg praf. Prafurile au fost marcate identic (ca radioactivitate pe unitatea de masă) și omogenizate pe cale uscată într-un amestecător-zdrobitor de mic litraj.

Experimentarea prafurilor marcate s-a făcut pe două șarje de oțel pentru autoturisme marca 16MoCr10, cu compoziția dată în tabelul 3. Șarjele s-au elaborat în cuptoare electrice

Tabelul 3

Compoziția chimică a oțelului 16MoCr10 din șarjele studiate

Elementul analizat	Compoziția chimică a oțelului, %	
	Șarja 1	Șarja 2
C	0,17	0,14
Mn	0,82	0,92
Si	0,41	0,40
S	0,030	0,015
P	0,010	0,020
Cr	1,02	1,13
Mo	0,25	0,25
Cu	max. 0,14	max. 0,16
Ni	max. 0,14	max. 0,14
W	0,03	—
V	0,02	—
Al	0,048	0,038

bazice de 50 t, s-au degazat în instalația DH, apoi s-au dezoxidat cu aluminiu și s-au microaliat cu ferobor direct în oală. Durata degazării a fost de 12 min la șarja 1 și de 10 min la șarja 2, la o presiune de 1,2 torr (temperatura oțelului în oală la sfîrșitul degazării: 1 633°C — șarja 1 și 1 600°C — șarja 2). Turnarea prin sifon din oale cu sertar s-a efectuat pe poduri cu cîte șase lingotiere, cu un timp de turnare de (9 + 4) min — șarja 1 și (7 + 4) min — șarja 2 pentru (corp + maselotă) lingouri de 4,6 t. În fiecare șarjă, la primul pod de turnare, în patru lingotiere s-au adăugat cîte 12,5 kg praf de turnare (din cele patru tipuri: LUB — 9T, 9B, 2T și 2B) marcate cu izotop. După umplerea formelor de turnare s-au adăugat la partea superioară a maselotei prafurile termoizolante (cîte 12 kg/lingou, din tipurile ARO-4 la șarja 1 și EXO—N la șarja 2). Se menționează că prafurile de tip LUB-9T și LUB-2T s-au aruncat în lingotieră cînd nivelul oțelului lichid a atins 200 — 250 mm, iar prafurile de tip LUB-9B și LUB-2B s-au suspendat în saci, la circa 250 mm de fundul lingotierei, înainte de turnare.

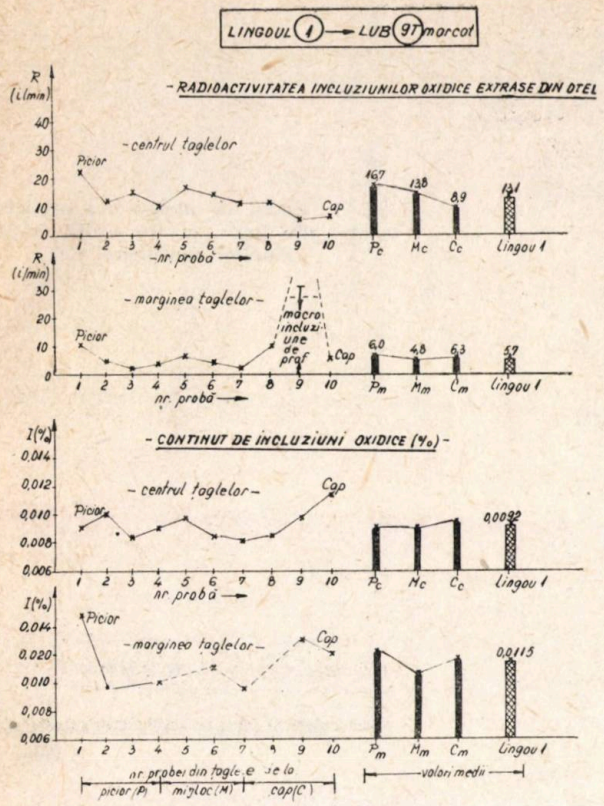


Fig. 1

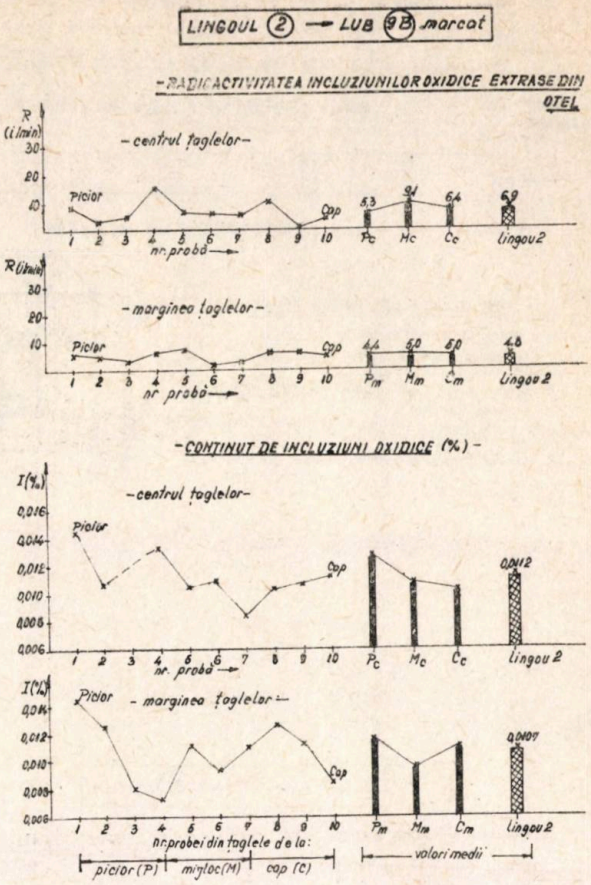


Fig. 2

Din șarja 1, cele patru lingouri turnate cu prafuri diferite s-au răcit complet după stripare pentru a se examina suprafața. Apoi, lingourile turnate cu LUB-9T și LUB-9B s-au secționat longitudinal (în plan axial) pentru a se cerceta adîncimea de pătrundere și modul de repartizare a materialului marcat (respectiv a radionuclidului ^{95}Zr), atît în crusta lingoului cît și în masa acestuia, prin metoda macroautoradiografiei de contrast. Celelalte lingouri din șarja 1, turnate cu LUB-2T și LUB-2B marcate, s-au reîncălzit și s-au laminat în țagle cu □ 140 mm (sînt lingourile nr. 5 și 6).

Din șarja 2, cele patru lingouri marcate cu prafuri diferite și-au urmat cursul tehnologic normal, către laminarea în țagle □ 140 mm. Din fiecare lingou s-au obținut cîte trei țagle (cap, mijloc, picior) din care, după răcire, s-au debitat cîte 9 — 10 plăci transversale, iar din acestea — cîte două probe distincte: din marginea țaglei (*m*) și din centrul ei (*c*) așa cum se arată în figura 3. Probele debitate în acest mod s-au utilizat pentru studiul incluziunilor nemetalice prin diferite metode radiometrice și metalografice.

Dacă se analizează aspectul suprafeței lingourilor turnate pe același pod, rezultă că:

Lingourile turnate cu prafuri LUB-9 (*T sau B*) nu prezintă o „ungere" uniformă a suprafețelor — de la cap spre picior — ci se observă o serie de benzi longitudinale, constituite din șiruri paralele de „perle" de praf radioactiv care alternează cu zone de metal curat „spălat" de jeturi de gaze, provenite din arderea carbonului din compoziția prafului (30% carbon în LUB-9T și 19% în LUB-9B);

Lingourile turnate cu prafuri LUB-2 (*T sau B*) prezintă striații transversale pe suprafața laterală, mai evidente spre capul lingoului cu crăpături adînci și aderențe de praf radioactiv.

Autoradiografiile efectuate pe suprafața secțiunii longitudinale în lingourile turnate cu LUB-9T și LUB-9B arată că adîncimea retasurii este mică pentru tipul de lingou cercetat și cuprinsă în volumul maselotei, lăsînd în aceasta o zonă întinsă de metal lipsit de discontinuități.

Gradul de înnegrire diferit de la o zonă la alta a suprafeței laterale arată că ungerea nu este uniformă pe înălțimea lingoului. Se observă „perle" de praf care au pătruns în crusta lingoului, în treimea inferioară. Adîncimea de pătrundere nu depășește însă 3 — 6 mm, ceea ce înseamnă că aceste incrustații se vor îndepărta ușor prin încălzirea lingoului în vederea laminării. Evident, este posibil ca în procesul de laminare o astfel de „perlă" de praf să fie incrustată

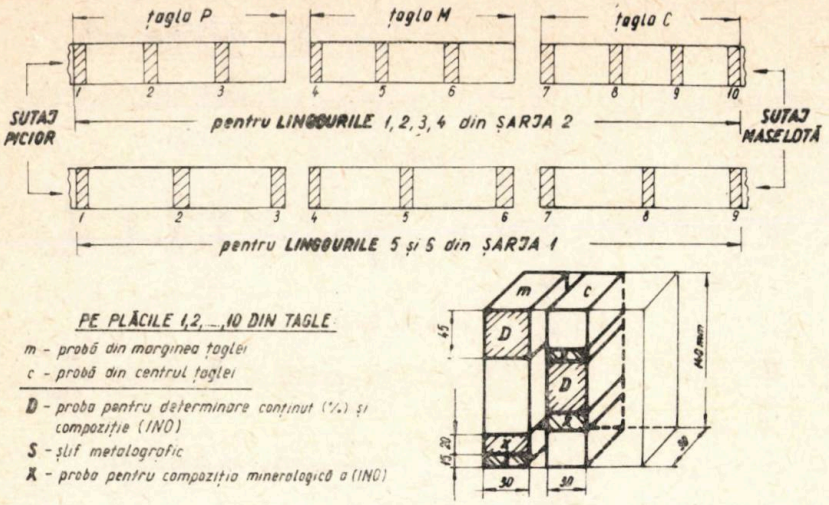


Fig. 3. Modul de prelevare a probelor de oțel din țagle, pentru analiza incluziunilor nemetalice

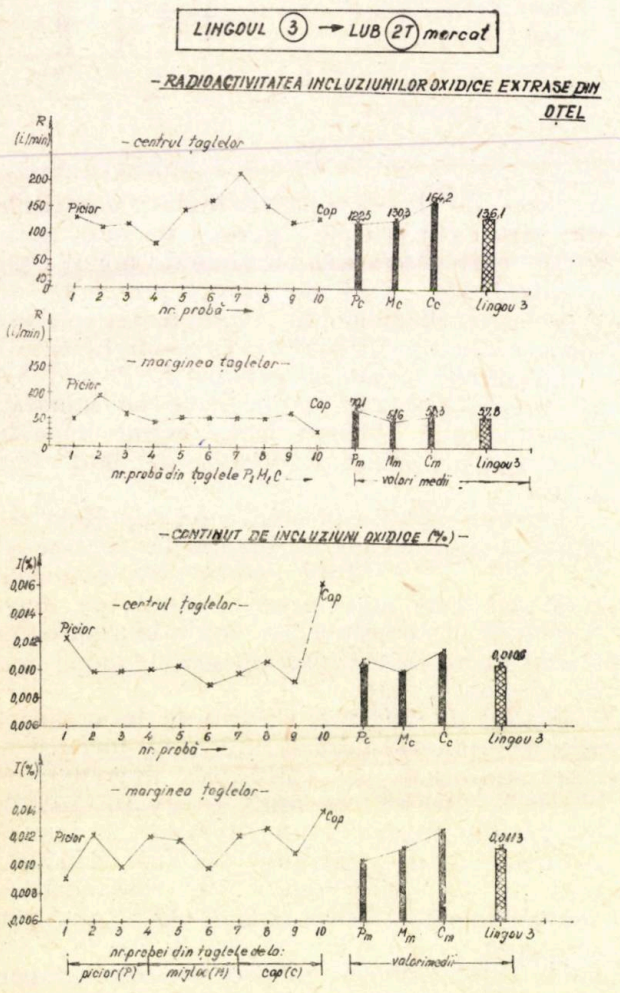


Fig. 4

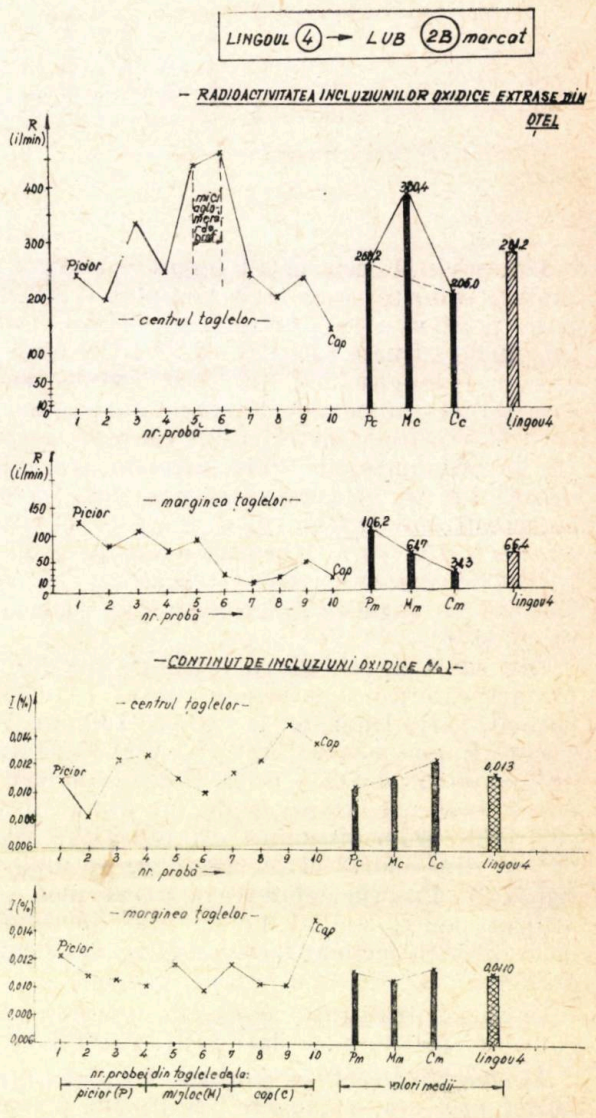


Fig. 5

mai adînc în ţaglă şi în acest caz ea va constitui o macroincluziune în oţel. Aşa de exemplu s-a găsit în marginea ţaglei de la capul lingoului turnat cu LUB-9T (fig. 1). Prin autoradiografii nu s-a semnalat prezenţa radioizotopului (deci a prafului marcat) în corpul lingourilor, ci numai pe suprafaţa acestora, deoarece filmele nu evidenţiază decît activităţi foarte mari. S-ar putea trage de aici concluzia greşită că praful de turnare nu pătrunde în tot volumul de oţel lichid, ci „unge" doar suprafaţa lingoului. Observaţiile vizuale din timpul turnării lingourilor duc la ideea că din praful împins (spulberat şi turbionat) către maselotieră, în procesul de umplere a formei cu metal lichid, o mică parte poate fi prinsă de oţelul lichid şi antrenată în toată baia. Particulele de praf intrate în corpul lingoului urmează apoi procesul obişnuit de îndepărtare a impurităţilor din oţelul lichid. Această afirmaţie se bazează pe determinările de radioactivitate a incluziunilor oxidice extrase din probele de oţel prelevate din ţagle (cum se va vedea în continuare). Simpla prezenţă a unei activităţi, peste fondul natural de radiaţii, susţine ideea emulsionării prafului în toată masa de oţel lichid din lingotieră în cursul umplerii, fapt constatat la toate lingourile turnate cu prafuri marcate. Aportul fiecărui tip de praf de turnare la impurificarea cu incluziuni nemetalice a lingoului de oţel depinde însă în mare măsură de compoziţia chimică şi mineralogică a prafului, dar şi de condiţiile create prin parametrii procesului de turnare-solidificare, în vederea îndepărtării eficiente a impurităţilor din baia metalică. Acest aspect s-a analizat în lucrarea de faţă prin mai multe metode de cercetare.

Determinarea conţinutului total (%) *de* (*INO*) s-a făcut prin dizolvarea unor probe de oţel cu greutatea de 250 — 350 g (prelevate din lingourile nr. 1 — 6, conform schemei din fig. 3), într-un amestec de acid azotic 10% şi acid citric 10% (în proporţie 2 : 1), după metoda radiochimică ICEM [4]. S-a studiat, astfel, repartiţia cantitativă a (INO)-totale, pe înălţimea lingourilor (*C*-cap, *M*-mijloc, *P*-picior) şi în secţiunea transversală a ţaglelor (*m*-margine, *c*-centru). Pe cantitatea totală de (INO)-extrase s-a măsurat radioactivitatea (în imp/min) pentru a evidenţia prezenţa şi repartiţia în diferite zone din lingou a incluziunilor oxidice provenite din prafurile de turnare marcate cu $^{95}ZrO_2$ şi utilizate la turnarea lingourilor analizate. Rezultatele se prezintă în graficele 1 — 4.

Prafurile de turnare LUB-9T şi —9B introduc în oţel cantităţi neglijabile de incluziuni oxidice ($10^{-5} — 10^{-6}$ %), care rămîn în treimea inferioară a lingourilor. Prezenţa lor este sigură în toată masa lingoului, ceea ce confirmă prezumţia că praful LUB-9 a fost arţial emul-

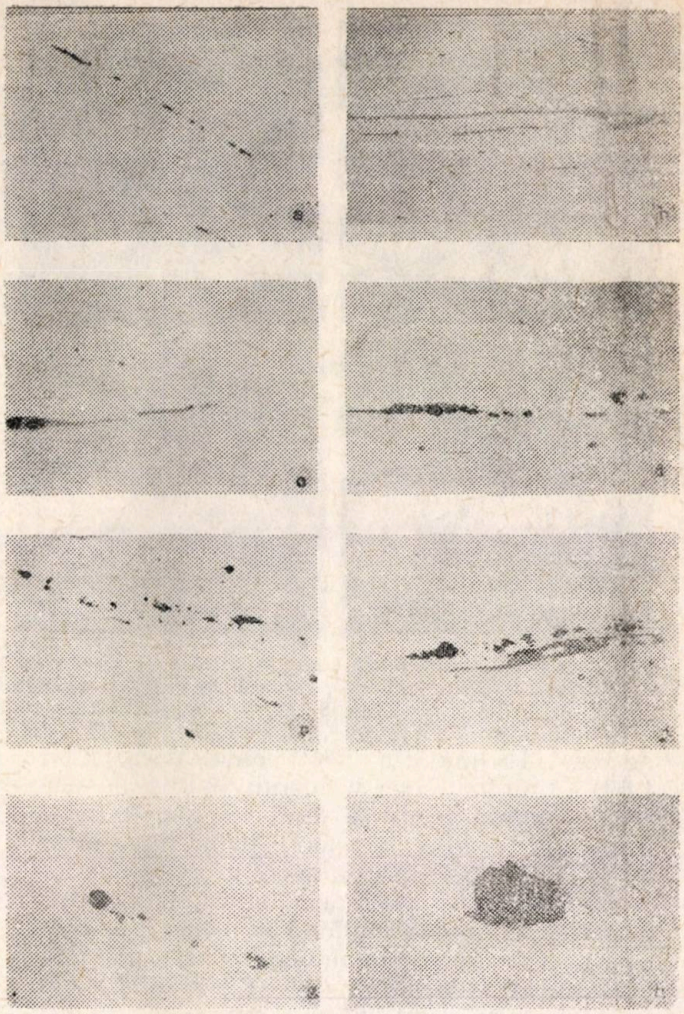


Fig. 6. Micrografiile diferitelor tipuri de incluziuni nemetalice întîlnite în oţelul 16MoCr10 (probe neatacate, × 250)

sionat în tot volumul de metal lichid, în timpul turnării. Acest fapt duce şi la ideea că, în cazul utilizării prafului LUB-9 (cu conţinut ridicat de carbon), la turnarea unui oţel cu 0,15%C, se poate facilita carburarea oţelului (sau apariţia unor segregaţii zonale de carbon), deci nu este recomandat a se folosi în atare cazuri. Conţinutul mediu total de incluziuni oxidice (marcate şi nemarcate) în oţelul din lingourile analizate (turnate pe acelaşi pod) este de 0,0104% în lingoul turnat cu LUB-9T şi de 0,0108% în lingoul cu LUB—9B. Aceste conţinuturi de (INO) sînt repartizate neuniform în masa lingourilor (în limitele : 0,0091 — 0,0122%), cu prioritate în treimea inferioară şi mai mult spre marginea ţaglelor, unde există şi tendinţa de a forma şi unele mici incluziuni nemarcate (fig. 1). Tot la marginea ţaglelor pot fi găsite şi macroincluziuni radioactive provenite din prafurile de turnare, aşa cum s-a observat în ţagla de la capul lingoului LUB—9T (fig. 1 : proba 9 m cu un conţinut de (INO) de 0,0177% şi cu o activitate egală cu 550 imp/min, faţă de media pe lingou

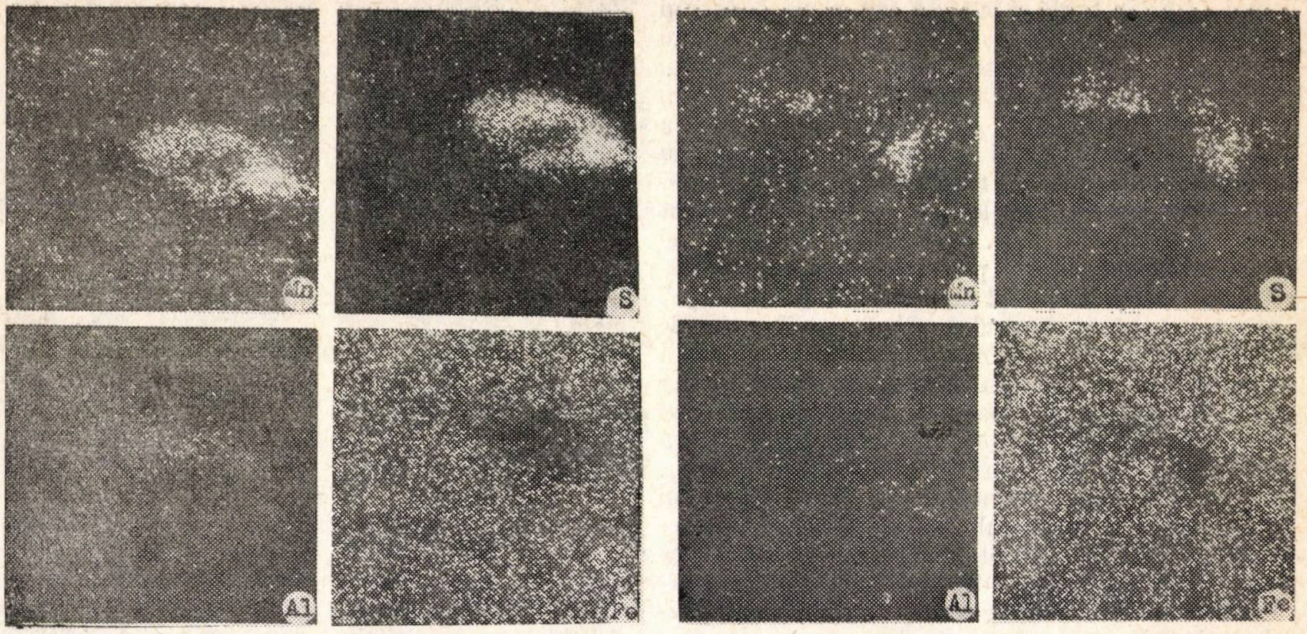


Fig. 7. Incluziunile de formă alungită (*stînga*) constituite din aglomerări de oxizi de Al și Fe înglobate în MnS și șiruri de sulfuri complexe globulare (*dreapta*) (mărire × 2 500)
Mn, S, Al, Fe — repartiția elementelor respective (liniile K_α de raze X)

de max. 10 imp/min). Deci, chiar dacă praful LUB—9 nu introduce incluziuni oxidice microscopice, acesta poate să ducă la apariția unor incluziuni oxidice grosiere, prin încrustarea în țaglă în timpul laminării a aglomerărilor de praf de pe suprafața sau din crusta lingoului, formarea aglomerărilor fiind favorizată de conținutul mare de carbon din compoziția prafului.

Prafurile de turnare LUB—2T și LUB—2B, avînd în compoziție 85% componenți oxidici (din care 48% sînt $SiO_2 + Al_2O_3 + MgO$), se comportă total diferit față de LUB—9. Astfel, analizele efectuate au arătat că praful LUB-2 (indiferent de varianta T sau B) reprezintă o sursă de impurificare cu incluziuni oxidice pentru oțelul studiat, deoarece din conținutul total de (INO)-extrase circa (3 — 10%) sînt (INO)-marcate provenite din praful LUB-2.

Radioactivitatea măsurată pe (INO)—extrase din oțelul turnat cu prafuri LUB-2 este de 10 pînă la 100 ori mai mare dată de oțelul turnat cu LUB-9 (fig. 4 și 5). Variațiile de activitate ale (INO) sînt foarte mari chiar între probele din aceeași zonă a lingoului și pentru același conținut de (INO), ceea ce arată că în procesul de decantare spre axul și capul lingoului se pot forma mici aglomerări de oxizi proveniți din praful marcat, fapt adeseori întîlnit mai ales în probele din centrul țaglelor obținute din lingoul cu LUB-2B. Se menționează că (INO)-marcate provenite din LUB-2 sînt repartizate în toată masa lingourilor (deci și acest praf este emulsionat în oțelul lichid pe durata umplerii lingotierei), dar se găsesc cu prioritate către axul și spre capul lingourilor, radioactivitatea (INO) din centrul țaglelor fiind de 3 — 6 ori mai mare decît a celor din marginea țaglelor, indiferent de nivelul *C*, *M*, *P* de la care s-au prelevat probele din lingou. De asemenea, între probele de la marginea țaglelor, pe înălțimea lingoului LUB-2B, activitatea (INO) este mai mare la piciorul lingoului.

Conținutul total de (INO)-extrase din lingourile turnate cu LUB-2 variază în limitele 0,0097—0,0124% (în medie 0,0109%) în șarja 2, lingourile 3 și 4 (turnate pe același pod cu LUB-9) și în limitele 0,0100 — 0,0127% (în medie 0,0111%) în șarja 1 (lingourile 5 și 6), fiind deci cu $(3 - 5) \times 10^{-4}$% mai mare decît media (INO)-extrase din oțelul turnat cu LUB-9. De remarcat este și faptul că, la lingourile turnate cu LUB-2, repartiția (INO)-totale pe înălțimea lingoului este diferită de cea din lingourile turnate cu LUB-9 și anume se găsesc cu prioritate spre axul lingoului și în treimea superioară (deși și zona de picior este destul de impură), observînd și aici tendința de a se forma aglomerări oxidice nemarcate (deseori la aceeași radioactivitate corespund % de (INO)-totale diferite).

Cert este faptul că praful LUB-2 trebuie considerat ca o sursă de incluziuni oxidice în oțelul studiat și se recomandă din acest motiv a nu se utiliza la oțeluri cu pretenții mari de puritate.

Analiza chimică spectrală a (INO)-extrase din lingourile cercetate nu pune în evidență diferențe foarte mari între componenții oxidici găsiți în lingourile turnate cu LUB-2 sau cu LUB-9. Astfel, (INO)-extrase din oțelul 16MoCr10 sînt constituite din 60—63% Al_2O_3 (mai mult în treimea superioară a lingourilor), 15 — 18% SiO_2 (mai mult în jumătatea inferioară, dar cu 2 — 5% mai intens la lingourile

turnate cu LUB-2), 12 — 16% componenţi ce conţin fier (mai mult în marginea ţaglelor de la piciorul lingourilor turnate cu LUB-9) şi circa 4% MgO (mai intens în treimea superioară şi mai ales la lingourile cu LUB-2, în care uneori este însoţit de circa 1% CaO). În centrul ţaglelor din lingourile cu LUB-9 s-a găsit şi circa 1% TiO_2. O asemenea compoziţie a (INO) se datorează condiţiilor de dezoxidare specifice C.O.S.T. şi anume, dezoxidarea direct în oală cu aluminiu şi apoi microalierea cu ferobor (după degazarea în vid), care duce inevitabil la obţinerea unui conţinut mare de oxizi fini de Al_2O_3 şi compuşi cu fier, scăzînd conţinutul de silicaţi şi crescînd conţinutul de MgO provenit din Al de la dezoxidare. SiO_2 apare din descompunerea silicaţilor.

Analiza la microscopul optic a tipurilor de incluziuni nemetalice prezente în oţelul 16MoCr10 s-a efectuat pe probe „in situ" neatacate, la mărire ×250, iar punctajul s-a apreciat după ASTM-planşa E 45-metoda D. În figura 6 (*a*, *b* ... *h*) se prezintă micrografiile diferitelor tipuri de incluziuni nemetalice întîlnite în oţelul din cele şase lingouri laminate. De asemenea, natura tipurilor principale de incluziuni a fost analizată cu microsonda electronică (fig. 7). În probele analizate s-au observat următoarele tipuri de incluziuni nemetalice :

— oxizi punctiformi, izolaţi sau în mici aglomerări (rareori în şiruri sau dispuşi în reţea), care s-au dovedit a fi constituiţi din Al_2O_3 (uneori combinaţi cu oxizi de fier sau calciu în cantităţi foarte slabe) ; punctajul mediu pentru oxizii în şiruri fine este egal cu 1, în şiruri groase — 0,5 (dar unele probe din centrul ţaglelor din jumătatea inferioară a lingourilor s-au punctat cu 1,5—2) ; de obicei, oxizii fini se găsesc în cantitate mai mare la marginea ţaglelor de la piciorul lingoului, iar cei grosieri spre axa ţaglelor din mijlocul lingoului (fig. 6 *a*, *b*). În lingourile turnate cu LUB-9, rareori se întîlnesc formaţiuni oxidice globulare cu diametrul de maximum 10 — 20 μm. În lingourile cu LUB-2 aceste formaţiuni se găsesc în cantitate mare—cu punctaj 1—1,5 şi chiar 2 — izolate sau în şiruri complexe cu oxisulfuri (fig. 6, *d*, *e*, *g*) şi cu prioritate în jumătatea superioară a lingourilor ;

— sulfuri de dimensiuni, forme şi complexităţi variate, mai ales în lingourile turnate cu LUB-2. Se găsesc sulfuri simple MnS fine şi lungi, izolate sau în şiruri (deseori şiruri paralele de sulfuri fine sau paralele cu şiruri de oxizi) (fig. 6, *b*). Punctajul sulfurilor fine în lingourile cu LUB-9 variază între 1 şi 1,5 (mai mare în lingoul cu LUB-9T) şi sînt repartizate neuniform. Pentru lingourile turnate cu LUB-2 punctajul de sulfuri fine este 1,5 în şarja 2 şi 2 — 2,5 în şarja 1 (fig. 6, *b*). Sulfurile grosiere sînt întotdeauna complexe, cu baza MnS şi înglobînd sau alipind oxizi de Al_2O_3, cu urme slabe de fier şi uneori de CaO (fig. 6 şi 7), cu forme puternic alungite şi lungime mare, tipice pentru lingourile 5 şi 6. Deseori, însă, se întîlnesc sulfuri izolate sau în şiruri lungi şi groase, avînd forme alungite şi compoziţie complexă (amestec de oxizi şi silicaţi fini) (figura 6 *c*, *f*). Aceste sulfuri puţin deformate, dar complexe şi în şiruri, cu punctaj 2 — 2,5, sînt caracteristice pentru lingourile 3 şi 4 (cu LUB-2T mai ales) ;

— silicaţi foarte fini şi izolaţi — neuniform răspîndiţi în metal sau alipiţi la şiruri complexe de oxizi şi oxisulfuri, care se găsesc în cantităţi mici. Rareori s-au găsit incluziuni globulare complexe cu diametrul între 40 şi 70 μm, care conţin Si, Al şi slabe urme de Ca (fig. 6, *g*, *h*) şi acestea numai în lingourile turnate cu LUB—2, în probele din centrul ţaglelor de la capul şi mijlocul lingoului.

Analiza mineralogică a (INO)-extrase din oţelul 16MoCr10 s-a efectuat pe probe medii alcătuite numai din marginea ţaglelor unui lingou sau numai din centrul ţaglelor. Analiza diagramelor de difracţie cu raze X, efectuate pe sedimentele de (INO)-extrase din aceste probe necalcinate, dar uscate la sec, a arătat că în acest oţel există următorii compuşi oxidici cristalini :

— Al_2O_3 cu toate formele alotropice, predominînd forma α-corindon (cu linii de difracţie de intensitate foarte mare) ;

— compuşi ce conţin fier, în cantitate mare sub forma $\alpha—Fe_2O_3$ şi foarte slab sub forma $FeO \cdot Fe_2O_3$, $FeO \cdot Cr_2O_3$ şi $2FeO \cdot SiO_2$ (ceea ce atestă o dezoxidare incompletă a băii de oţel, precum şi formarea unor compuşi în urma microalierii cu ferobor în oală) ;

— SiO_2 cu toate formele alotropice, predominînd forma α-cuarţ ;

— foarte slabe linii ale produşilor de tip silicatic ($3CaO \cdot MgO \cdot SiO_2$ sau $3CaO \cdot Al_2O_3 \cdot SiO_2$), precum şi extrem de slabe cantităţi de mulit ;

— TiO_2 uneori, cu linii deosebit de slabe, iar în alte probe $3CaO \cdot TiO_2$

În concluzie, studiul privind comportarea prafurilor de turnare în exploatare pe oţelul 16MoCr10 cu carbon scăzut a arătat că :

Praful de tip IUB-9 (cu conţinut de 18 — 32%C) nu „unge" suprafaţa lingoului în mod uniform pe înălţimea lui (indiferent de modul de administrare în lingotieră), dar prin emulsionarea parţială a prafului în toată baia metalică în cursul umplerii lingotierei cu oţel lichid poate să ducă la carburarea oţelului, fără a introduce o cantitate semnificativă de incluziuni microscopice (care sînt de ordinul 10^{-5} $—10^{-6}$% şi rămîn cu prioritate în treimea inferioară a lingoului). Din aceste motive se recomandă ca praful LUB-9 să nu se utilizeze la turnarea oţelului cu carbon scăzut. Praful LUB-9 poate însă să formeze macroincluziuni

oxidice în oțel, care în crusta lingoului nu pătrund mai adînc de 6mm, dar care în procesul de laminare pot uneori să fie incrustate mai adînc în țagle (mai ales în marginea țaglelor de la capul lingoului).

Praful de turnare LUB-2 (cu conținut de 85% compuși oxidici) reprezintă o sursă de incluziuni oxidice microscopice în oțelul 16MoCr10, fiind de ordinul a 3 — 10% din totalul (INO)-extrase din oțel. Incluziunile oxidice provenite din praful LUB-2 (de tip SiO_2, Al_2O_3, MgO) sînt repartizate în toată masa lingoului, cu prioritate către axul lingoului și în treimea superioară a acestuia. iar în procesul de decantare din baia metalică pot forma mici aglomerări. Din această cauză se recomandă ca praful LUB-2 să nu se utilizeze la turnarea oțelurilor cu pretenții mari de puritate. Ca și LUB-9, praful LUB-2 nu „unge" uniform suprafața lingoului, indiferent de modul de administrare în lingotieră.

Analiza chimică a incluziunilor oxidice extrase din oțelul studiat degazat în vid și apoi dezoxidat direct în oală cu Al și microaliat cu ferobor a indicat prezența unor formațiuni oxidice de tip Al_2O_3 (peste 60%), SiO_2 (peste 15%) și MgO (circa 4%), dar și compuși cu fier (peste 12%), din care majoritatea se află în oțel în stare cristalină, ceea ce impune revizuirea tehnologiei de dezoxidare aplicată oțelului studiat [4].

Marcarea cu radioizotopi a prafurilor de turnare a permis evidențierea formei și dimensiunilor retasurii la lingourile de 4,6 t din oțelul studiat, observîndu-se că, în condițiile de turnare și solidificare date, retasura ocupă un volum redus din maselotă. O parte importantă din metalul maselotei nu prezintă discontinuități (porozități, macroincluziuni etc.), deci această zonă poate fi considerată ca o rezervă pentru creșterea coeficientului de „scoatere" în procesul de laminare a oțelului dar sub rezerva studierii gradului de segregare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kohn, A., Arnoult, J. În: Rev. Métallurgie, C.I.T., Franța, nr. 9, 1966, p. 667 — 672

[2] Ekerot, S. În: Scandinavian Journal of Metallurgy, Suedia, nr. 3, 1974, p. 21 — 27

[3] Pursian, G. În: Neue Hütte, R.D.G., nr. 11, 1975, p. 663 — 667

[4] Păsărică, V. *Posibilități și moduri de utilizare a radioizotopilor în cercetarea naturii și provenienței incluziunilor nemetalice din oțelurile carbon, slab și mediu aliate*, În: Cercetări metalurgice, ICEM, București, vol. 20 1978, p. 205 — 228

[5] Kuzikina, N. V., Povoloțkii, D. I. În: Stal, U.R.S.S., nr. 7, 1978, p. 600 — 603

[6] Bernard, G. În: Rev. Métallurgie, C.I.T., Franța, nr. 5, 1981, p. 421 — 434

Ing. Gr. Dobrescu, ing. G. May
Intreprinderea Mecanică Mîrșa
ing. I. Bădoi și sing. Gh. Constantin
ICSITPSCM — București

Unele considerații privind remanierea pieselor matrițate prin sudare și rematrițare

CZ : 621.73.043 : 621.791.052

Abordarea studierii matrițării semifabricatelor sudate, precum și remanierea pieselor matrițate prin sudare și rematrițare se înscriu în ansamblul preocupărilor generale ale cadrelor tehnice din cercetare și producție pentru valorificarea superioară a resurselor materiale și energetice.

Diminuarea pierderilor tehnologice prin reintroducerea în circuitul valorilor materiale a unor rebuturi rezultate din procesul de deformare plastică, utilizîndu-se tehnologia studiată de sudare și rematrițare, devine operantă ca tehnologie potențială sub aspectul reducerii costurilor de fabricație.

Conceptul constructiv de proiectare a pieselor matrițate avînd la bază inadmisibilitatea remanierii acestor tipuri de piese, fără a diferenția piesele în raport cu rolul funcțional, solicitările mecanice, costurile de fabricație, considerîndu-se piesa atît unitar, cît și descompusă în elemente structurale, nu se justifică drept o cerință constructivă universal valabilă.

Experimentarea și aplicarea procedeului de matrițare a semifabricatelor sudate pornind de la criteriul analizei tehnologice și constructive, considerînd piesele atît unitar, cît și descompuse în elemente structurale, diferențiate prin rolul funcțional și solicitările mecanice, s-au confirmat practic în cazul pieselor studiate.

Aprecierea posibilităților de aplicare a procedeului de remaniere a pieselor matrițate prin sudare și rematrițare, precum și de matrițare a semifabricatelor sudate, ca fază de analiză preliminară, este în principal determinată de : importanța piesei analizate, considerată ca piesă unitară și descompusă în elemente structurale, acestea corelîndu-se cu rolul lor funcțional ; natura solicitărilor mecanice ; parametrii geometrici și dimensionali ai piesei ; natura defectului ; localizarea lui și dimensiunile acestuia.

Analiza defectelor remaniabile implică structurarea defectelor în raport cu gravitatea atît ca natură, localizare, dimensiuni, cît și ca implicații asupra respectării condițiilor funcționale și solicitărilor mecanice ale pieselor analizate.

Sub acest aspect se consideră ca oportună remanierea defectelor de tip abateri de la geometria piesei, precum și abateri dimensionale admisibile, defecte locale eliminabile prin operațiile de pregătire preliminară a sudării, excluzîndu-se însă posibilitatea de extindere a defectului după remaniere.

Se consideră inoportună remanierea pieselor cu defecte provenite de la materialul laminat utilizat sau cu defecte specifice de matrițare' ca de exemplu : suprapuneri sau plieri de material pronunțate ca mărime sau dispunere nefavorabilă în raport cu importanța piesei.

Ca metodă de selecție a pieselor remaniabile se apreciază ca oportune, dar cu aplicare diferențiată, controlul vizual al aspectului, controlul cu substanțe penetrante sau controlul cu ultrasunete. Prin controlul preliminar considerat necesar se urmărește mai ales identificarea defectelor pentru aprecierea gradului de influență asupra condițiilor de funcționare și solicitare mecanică a pieselor avute în vedere pentru remaniere.

Aplicarea tehnologiei de remaniere prin sudare și rematrițare a pieselor remaniabile selectate după criteriile indicate a impus clarificarea următoarelor probleme tehnice, cu condiționări directe și anume : pregătirea pieselor în vederea sudării, stabilirea regimurilor și tehnologiei de lucru pentru sudare.

Operațiile preliminare de pregătire a pieselor în vederea sudării vizează, în principal, eliminarea defectelor prin operații de polizare în pantă lină sau prin operații de prelucrări mecanice, pentru aducerea suprafețelor piesei din zona de remaniat la starea de luciu metalic, excluzîndu-se pe suprafețele de remaniat prin sudare zone cu oxizi sau alte tipuri de impurități metalice sau nemetalice.

La operația de sudare pentru remaniere, stabilirea tehnologiei de lucru implică stabilirea calității și dimensiunile materialului de adaos corelat cu compoziția chimică a materialului de bază și factorii dimensionali ai piesei, regimurile electrice de lucru, iar, specific cerințelor de deformare plastică, depunerea materialului de adaos se va face asigurîndu-se uniformitatea încărcării corelată cu profilul geometric al piesei, depunerea realizîndu-se în pantă cu reducerea progresivă a lățimii cu cca 2 mm pe latură în plan orizontal, asigurînd astfel echivalența majorării volumului de material depus cu cca 1,02 — 1,05 pe înălțimea piesei, cerință impusă de condițiile de deformare plastică ulterioară. Depunerea excesivă și neuniformă a materialului de adaos, nerespectîndu-se geometria piesei, în special în plan orizontal, poate duce la deformarea plastică, apariția de suprapuneri de material.

Experimentarea remanierii prin sudare și rematrițare s-a făcut pe piesa semifabricat fuzetă remorcă agricolă basculantă, prezentată în figura 1, vizîndu-se recuperarea piese-

lor matriţate cu imperfecţiuni geometrice, respectiv neasigurarea în totalitate a geometriei flanşei, în procesul de matriţare, în special la semiflanşa dispusă în matriţa superioară neasigurîndu-se o geometrie perfectă.

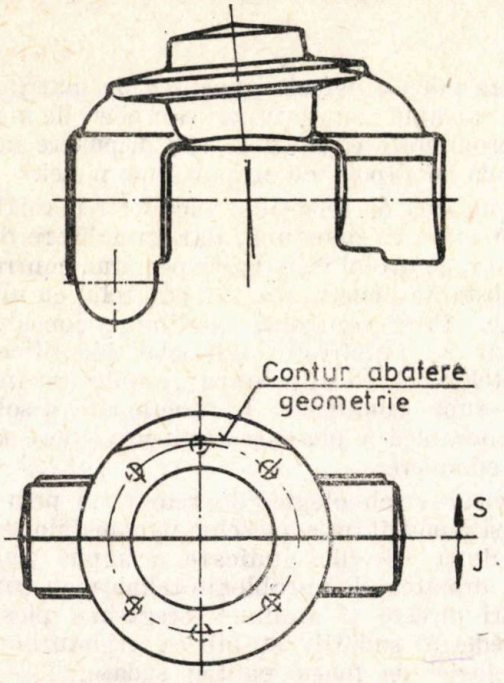


Fig. 1. Semifabricat fuzetă remorcă

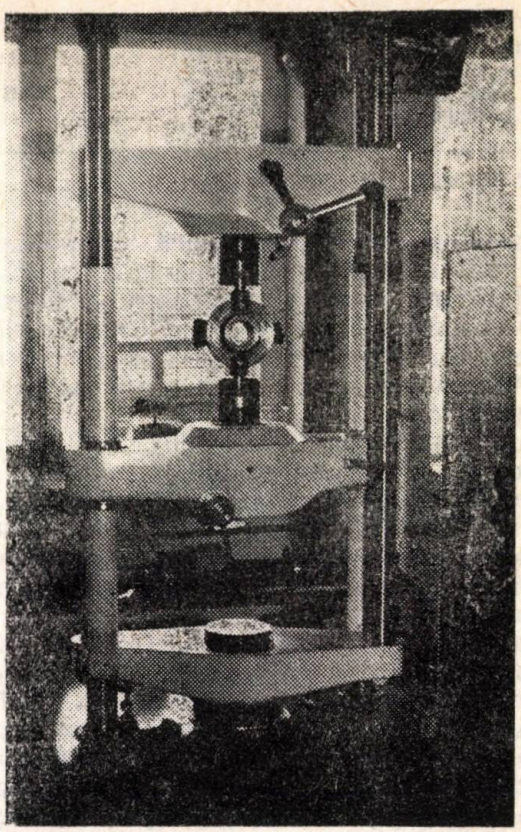


Fig. 2. Încercarea la tracţiune a piesei remaniate prin sudare-rematriţare

Remanierea pieselor în scopul corectării geometriei flanşei s-a făcut polizînd în prealabil suprafaţa flanşei şi corectînd geometria prin încărcare prin sudură, respectînd condiţiile remarcate anterior.

Rematriţarea piesei s-a făcut în condiţiile tehnologice de matriţare normală, utilizîndu-se aceleaşi dotări şi SDM-uri.

Verificările de laborator au constat în verificarea caracteristicilor fizico-mecanice şi structurale ale piesei în zona sudat-rematriţat. Pentru încercarea de rezistenţă la tracţiune, pe maşina universală de încercări fizico-mecanice de 40 tfl, s-au executat bacuri speciale pentru prinderea piesei în zona flanşei folosind găurile funcţionare Ø 12 din flanşă, dispuse în acelaşi plan vertical. Bacurile de prindere şi poziţia de încercare la solicitarea de tracţiune sînt prezentate în figura 2.

Încercările s-au efectuat pe piese remaniate prin sudare-rematriţare cu aplicare ulterioară a tratamentului termic de normalizare şi fără aplicarea acestui tip de tratament termic primar, piesele fiind executate din oţel 40C10 STAS 971-80.

Analizele metalografice macro—şi microscopice pe piese, fără tratament termic primar, au demonstrat o structură perlitică cu grăunţi mari şi reţea discontinuă de ferită la marginea grăunţilor, iar în zona sudată şi matriţată, datorită procesului de deformare plastică, s-a produs o recristalizare remarcată prin structură ferito-perlitică cu granulaţie fină, zona *ZIT*, nu a fost distrusă integral fiind însă atenuată. Din punct de vedere macroscopic, piesa nu a prezentat defecte generate de încărcarea prin sudare.

Pe baza rezultatelor obţinute prin investigaţii făcute la mai multe tipuri de piese şi a celor remarcate la piesa studiată în special, se constată că remanierea pieselor matriţate prin sudare-rematriţare constituie o tehnologie operantă în condiţiile aplicării diferenţiate şi respectîndu-se prescripţiile rezultate din observaţiile la studiile efectuate.

Procedeul nu este indicat pentru piese executate prin refulare, fiind adecvat şi verificat numai pentru piese cu plan de separaţie orizontal.

Aplicarea procedeului nu implică dotări, SDV-uri şi forţă de muncă specializată, procedeul nefiind condiţionat în aplicarea sa de fluxul tehnologic de matriţare propriu-zis.

Procedeul permite recuperarea şi reintroducerea în circuitul valorilor materiale a unor pierderi tehnologice provenite din rebuturi, chiar dacă aplicarea sa impune analiza diferenţiată pe tipuri de piese în raport cu importanţa lor sau pe tipuri de defecte în raport cu gravitatea lor, înscriindu-se ca o posibilitate de valorificare superioară a resurselor materiale şi energetice.

Dr. ing. Victoria Fiterău
și ing. Nicoleta Ionescu
Universitatea din Brașov

Cercetări privind rezistența la oboseală a oțelurilor pentru rulmenți

CZ : 539.431

Oțelurile pentru rulmenți trebuie să suporte sarcini concentrate, alternative, de valori mari, timp îndelungat. De aceea, în afară de uzarea prin frecare, ei se distrug din cauza oboselii straturilor superficiale.

În lucrarea de față se propune studierea efectului deformării plastice, respectiv al tratamentului termomecanic asupra rezistenței la oboseală de contact a oțelului RUL 2.

Schema unui proces tehnologic cu tratament termomecanic este următoarea [1], [2]: austenitizare la temperaturi înalte, deformare plastică urmată de o scurtă menținere, apoi călire, tratament termic primar și tratament termic final.

În timpul deformării plastice la cald și al menținerii la temperaturi înalte, după deformare se desfășoară procesele de poligonizare și de recristalizare dinamică și statică, ceea ce duce la formarea unui grăunte de austenită fin și la îmbunătățirea proprietăților [3], [4].

Pentru studierea problemelor menționate, s-au luat probe din oțelul RUL 2, cu diametrul de 26 mm și lungimea de 70 mm, la care s-au aplicat următoarele regimuri de tratament termomecanic :

I. Austenitizare la 1 170°C, deformare plastică în intervalul de la 1 170 la 900°C cu diferite grade de reducere (10, 15, 30, 45% — coroiaj între 1,1 și 1,9), menținere după deformare timpi diferiți (2, 10, 20, 40, 60 și 120 s) și călire în ulei.

II. Austenitizare la 1 100°C, deformare plastică în intervalul 1 100 — 850°C, cu diferite grade de reducere (10, 15, 30 și 45%), menținere după deformare timpi diferiți (2, 10, 20, 40, 60 și 120 s) și călire în ulei.

Mărimea grăuntelui recristalizat care s-a obținut depinde de mai mulți factori și anume : mărimea timpului de menținere după deformare, temperatura la care se face menținerea, gradul de deformare.

Pentru aprecierea influenței gradului de reducere și al timpului de menținere după deformare, s-a determinat mărimea grăuntelui format de austenită la cele două regimuri aplicate și s-au construit curbele din figura 1.

Se observă că la regimul I (fig. 1, *a*), la care deformarea s-a efectuat într-un interval mai ridicat de temperatură, grăunții obținuți au avut diametrul mediu mai mare decît la regimul II (fig. 1, *b*), la care sfîrșitul deformării a fost la temperaturi mai coborîte. Explicația ar fi următoarea : la deformarea la temperaturi mai ridicate procesul de recristalizare a fost accelerat, fiind favorizat de factorul temperatură, care a determinat și o creștere mai rapidă a grăunților.

De asemenea, la menținere după deformre în intervalul de 20 — 40 s și la grade de reducere 30 — 45% s-au obținut dimensuni minime ale grăuntelui de austenită format.

Se știe că la deformarea plastică atît la rece, cît și la cald numărul dislocațiilor crește foarte mult. La temperaturi ridicate, la care se efectuează deformarea plastică, ele se redistribuie după o configurație de energie minimă, care determină apariția unui număr foarte mare de subgrăunți. Procesul poartă numele de poligonizare dinamică.

În timpul menținerii după deformare, acești subgrăunți cresc (timpul optim de menținere fiind de 20 — 40 s) și determină apariția unor grăunți recristalizați fini.

Gradul de deformare influențează și el numărul de grăunți și mărimea lor.

Se știe că germenii de recristalizare apar în locuri puternic deformate, unde energia necesară formării lor este mai mică. Deci la un grad mai mare de deformare (30 — 45%), distorsiunile rețelei fiind mai mari și mai multe vor determina apariția de germeni mai mulți de recristalizare, care se vor dezvolta pe măsură ce timpul de menținere după deformare va crește.

Un timp de menținere mare (peste 45 s) va determina însă o creștere pronunțată a grăuntelui recristalizat.

De ci se poate trage concluzia că regimul optim este regimul II, cu un grad de deformare de 30 — 45% și cu un timp de menținere după deformare de 20 — 40 s, urmat de călire în ulei.

Ținînd seamă de cele studiate, în continuare s-au ales pentru experimentări două oțeluri a căror compoziție este prezentată în tabelul 1 (aproximativ RUL 2 V conform STAS E11250 -80).

Din aceste oțeluri s-au debitat probe la lungimea de 180 mm care au fost supuse la următorul tratament termomecanic :

— încălzire la 1 180°C, deformare plastică în intervalul de la 1 180 la 870°C cu diferite coroiaje, menținere după deformare) 30 — 40 s, urmată de călire în apă și ulei.

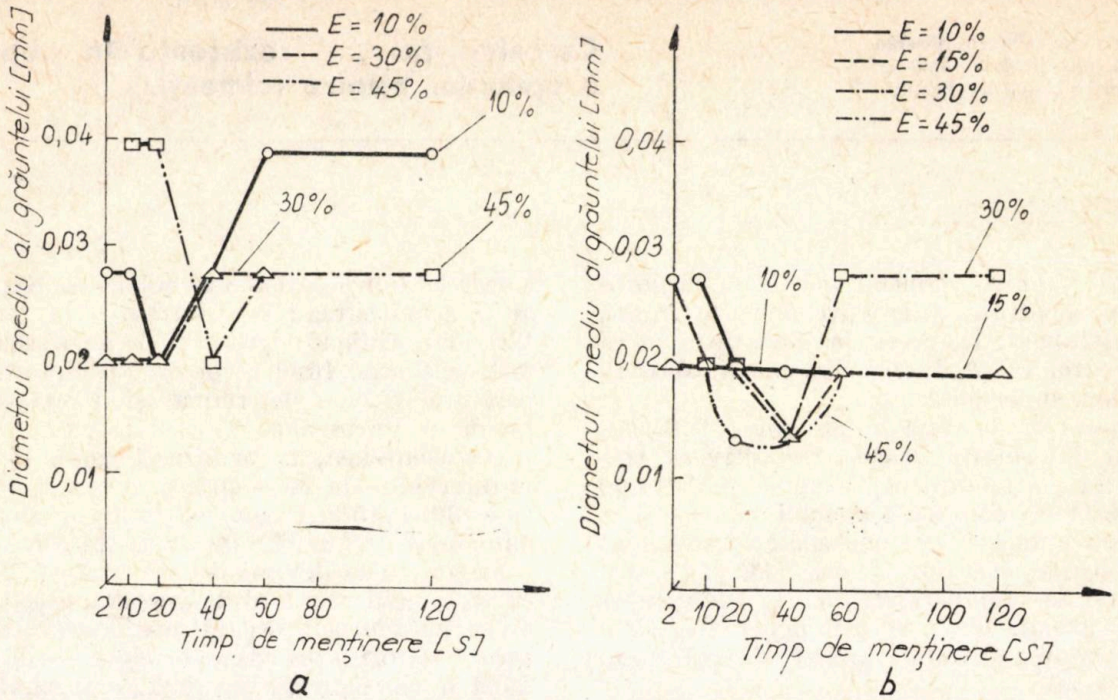


Fig. 1. Variația mărimii grăuntelui de austenită format cu timpul de menținere, la grade de deformare diferite : *a — regimul I ; b — regimul II*

Tabelul 1

Numărul șarjei	Compoziția chimică, %								
	C	Cr	Mn	Cu	Ni	Mo	Si	P	S
1 d=60 mm	1,00	1,41	0,91	0,1	0,12	0,04	0,36	0,019	0,012
2 d = 30 mm	0,99	1,32	1,09	0,08	0,1	0,07	0,29	0,02	0,012

Tehnologia aplicată este prezentată în tabelul 2.

În continuare, la probele supuse acestui regim s-a determinat mărimea grăuntelui de austenită format și s-au ales pentru încercarea la oboseală cele cu gradele de deformare de 8,23 și 47%. Din acestea s-au confecționat trei loturi de cîte 20 epruvete sub formă de șaibe, la care a fost aplicat în continuare regimul de tratament termic clasic.

Duritatea probelor a variat între 62 și 63 HRC.

Încercarea la oboseală de contact s-a efectuat pe o mașină de tip contact sferă — plan P 15, care copiază condițiile rostogolirii bilelor pe calea de rulare a rulmentului, cu forța de apăsare pe trei bile de 150 daN, cu turația de 3 000 rot/min și la temperatura de 20°C.

Întreruperea încercării s-a produs automat la apariția distrugerii prin ciupituri (pitting).

Pentru fiecare lot de epruvete s-au obținut 40 de determinări care au format cele trei seturi de date luate în calculul durabilității.

Tabelul 2

Numărul probei	Gradul de reducere $\varepsilon = \frac{A_0 - A_1}{A_0} \cdot 100$, %	Coroiajul $K = \frac{A_0}{A_1}$	Tratamentul termomecanic cu răcire în
1m	47	1,9	apă
2m	54	2,18	apă
1C	23	1,29	apă
4C	8	1,09	apă
3m	51	2,06	ulei
4m	61	2,59	ulei
3C	8	1,09	ulei
2C	20	1,25	ulei

S-a calculat densitatea de probabilitate a durabilității (de producere a pittingului), în cicluri și în ore de funcționare, după legea Gauss-Laplace, cu relația :

$$P_{(x)} = \frac{1}{\sqrt{2\pi \cdot \delta^2}} \exp\left[-\frac{1}{2}\frac{(x - x_0)^2}{\delta}\right]$$

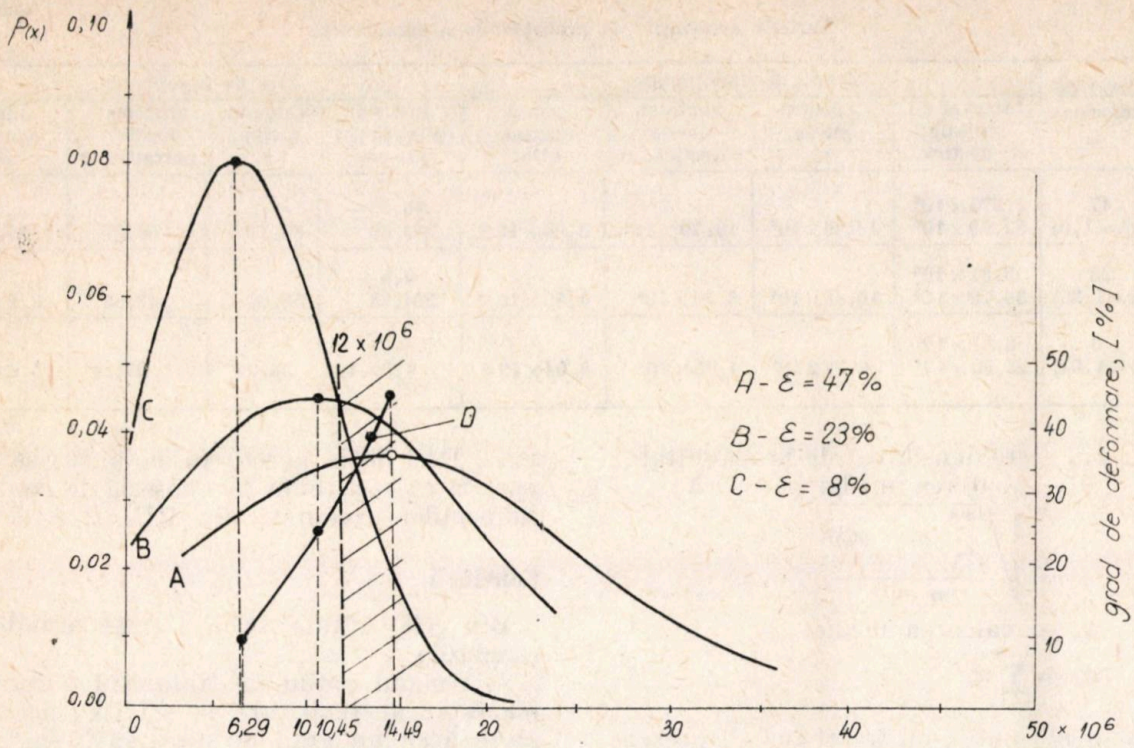


Fig. 2. Variaţia densităţii de probabilitate a durabilităţii în cicluri de funcţionare şi influenţa gradului de deformare

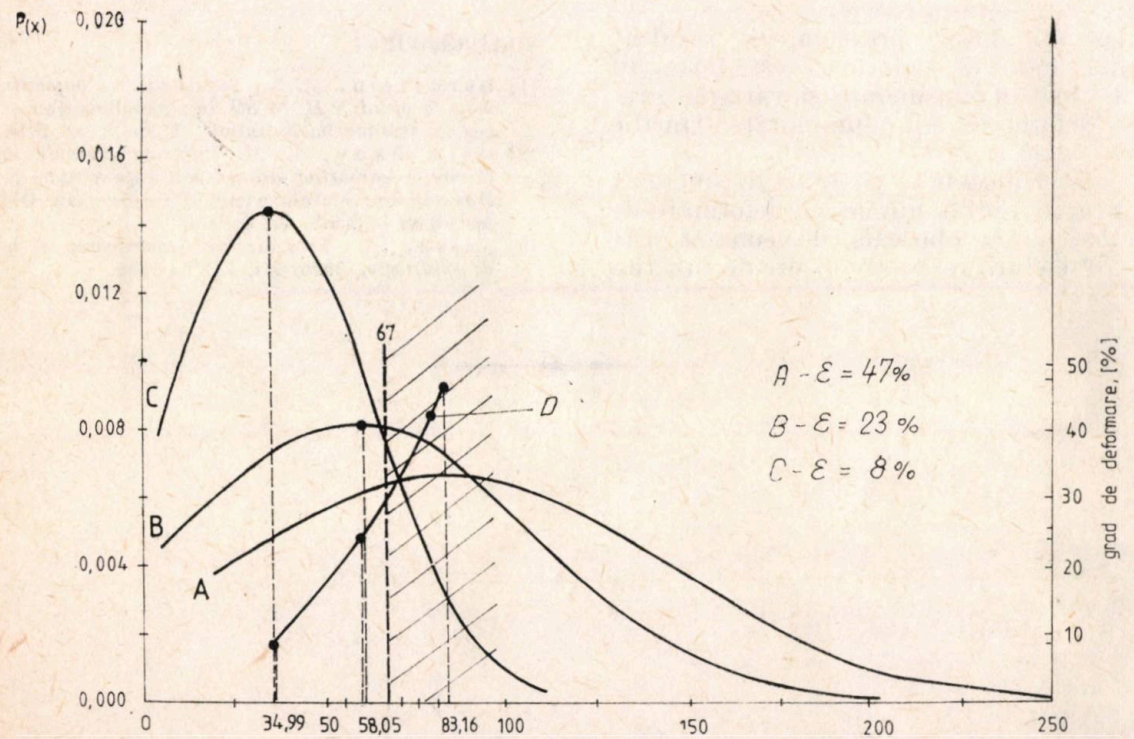


Fig. 3. Variaţia densităţii de probabilitate a durabilităţii în ore de funcţionare şi influenţa gradului de deformare

Tabelul 3

Variația densității de probabilitate a durabilității

Lotul	Grad de deformare %	Cicluri de funcționare				Ore de funcționare			
		Interval de variație, nr. de ture	valoarea medie, x_0	abaterea medie pătratică, σ	punct maxim atins	Interval de variație, nr. ore	Valoarea medie, x_0	abaterea medie pătratică, σ	punct maxim atins
A	47 (k=1,9)	$3,375\times10^6$ $52,68\times10^6$	$14,49\times10^6$	$10,79\times10^6$	$3,69\times10^{-2}$	18,75— 292,66	83,16	59,97	$6,65\times10^{-3}$
B	23 (k=1,29)	$0,81\times10^6$ $36,78\times10^6$	$10,45\times10^6$	$8,79\times10^6$	$4,53\times10^{-2}$	4,5— 204,33	58,09	48,88	$8,1\times10^{-3}$
C	8 (k=1,09)	$0,81\times10^6$ $25,92\times10^6$	$6,29\times10^6$	$4,96\times10^6$	$8,04\times10^{-2}$	4,5—144	34,99	27,58	$15,9\times10^{-3}$

în care : $p_{(x)}$ este densitatea de probabilitate;

σ — abaterea medie pătratică;

$$\sigma = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^{i=n}(x_i - x_0)^2}{n-1}}$$

x_0 — valoarea medie

$$x_0 = \sum_{i=1}^{i=n} x_i$$

Cu datele obținute s-au trasat curbele prezentate în figurile 2 și 3.

Se observă că odată cu mărimea gradului de deformare durabilitatea crește, respectiv curba se deplasează spre dreapta, media x_0 fiind atinsă la valori din ce în ce mai mari (tab. 3).

Se vede de asemenea că pentru cele trei seturi de date durabilitatea este diferită, ceea ce duce la concluzia că influența gradului de deformare este semnificativă.

Deoarece din datele prezentate a rezultat că regimul optim de deformare este între 30 și 45%, s-a luat în considerare și variația gradului de deformare cu durabilitatea medie (curba D, fig. 2 și 3).

Analizînd rezultatele se poate trage concluzia că, la un grad optim minim de deformare de 30%, rezistența la oboseală de contact este de 12×10^6 cicluri, respectiv 67 ore de funcționare. Deci de la aceste valori în sus se poate aprecia că rezistența la oboseală de contact a rulmenților executați din RUL 2 este bună.

Concluzii

Din cele arătate se pot trage următoarele concluzii :

— regimul optim de tratament termomecanic este : austenitizare la 1 170°C, deformare plastică cu un grad de 30 — 45%, menținere după deformare timp de 20 — 40 s și călire în ulei, cînd se obține grăunte de austenită cu grad mare de dispersie;

— rezistența la oboseală de contact în condițiile prezentate și după aplicarea ciclului de tratament termic final clasic pentru oțelul RUL 2 ar fi de 12×10^6 cicluri, respectiv 67 ore de funcționare pentru o forță de apăsare pe trei bile de 150 daN.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bernstein, M. L., *Recristalizarea austenitei deformate la oțelul S H 15 SG* În : Metallovedenie i Termiceskaia Obrabotka Metallov,. U.R.S.S. nr. 2/1974.

[2] Doljenikov, L. M. *Influența modului de sferoidizare a carburilor asupra rezistenței la uzare a oțelului S H 15*, În : Metalovedenie i Termiceskaia Obrabotka Metallov, U.R.S.S. nr. 6/1974.

[3] Sassu, N. *Tratamentul termomecanic al oțelurilor de construcție*, București, I.D.T., 1966.

Ing. I. Ovesea, chim. Lidia Benea
I.C.P.P.A.M. — Galaţi
şi dr. ing. Olga Mitoşeriu
Universitatea din Galaţi

Posibilităţi de reducere a consumului de zinc în procesul de electrodepunere

CZ : 669.59

Pentru depunerea simultană a două sau mai multor metale este necesar ca potenţialele lor de descărcare să fie egale sau să se acţioneze asupra condiţiilor de depunere pentru deplasarea potenţialului unuia dintre metale.

În cazul electrodepunerii aliajelor zinc-fier, potenţialele de descărcare sînt :

$$\varepsilon^0_{Zn} + \frac{RT}{Z_{Zn} \cdot F} \ln a_{Zn} - \eta_{Zn} = \varepsilon^0_{Fe} +$$

$$+ \frac{RT}{Z_{Fe} \cdot F} \ln a_{Fe} - \eta_{Fe}$$

După cum se observă, egalizarea potenţialelor de descărcare ale celor două metale ε_{Zn} şi ε_{Fe} depinde de valoarea potenţialelor standard ε^0_{Zn} şi ε^0_{Fe}, de activităţile ionilor în soluţie a_{Zn} şi a_{Fe}, de temperatura de lucru T şi de polarizaţiile de descărcare η_{Zn} şi η_{Fe}. Complexarea unuia din ionii din soluţie determină deplasarea valorilor potenţialelor standard spre valori negative şi modificarea polarizaţiilor de descărcare.

Calitatea acoperirii este influenţată de o serie de factori ca : densitatea de curent, concentraţia Zn^{2+} şi Fe^{2+} în electrolit, temperatură, pH, agitare şi calitatea suprafeţei materialului suport (condiţie care a fost mai puţin studiată în literatură).

În practica acoperirilor electrochimice cu aliaje Zn—Fe se folosesc băile pe bază de sulfaţi [1], [5], [6], cloruri [2], [4] sau mixte [1], [7], cu adaosuri corespunzătoare pentru mărirea conductibilităţii, menţinerea constantă a pH-ului, împiedicarea oxidării ionilor Fe^{2+}.

Pentru experimentările de electrodepunere a aliajelor Zn—Fe s-au utilizat electroliţi pe bază de sulfaţi şi electroliţi micşti sulfat-clorură, cu adaosuri pentru mărirea conductibilităţii electrolitului şi împiedicarea oxidării fierului. Temperatura de lucru a fost de 50°C, iar densitatea de curent, de 10 — 30 A/dm^2.

Conţinutul relativ de fier în electrolit a fost cuprins între 10 şi 80%.

Depunerile s-au efectuat pe ambele feţe, pe probe din oţel de ambutisare, laminat la rece, cu diferite rugozităţi :

$$R_a = 0{,}2 - 1{,}8 \ \mu m.$$

Rugozitatea şi profilogramele pentru fiecare probă au fost înregistrate în stare de livrare, după decapare, după depunere la diferiţi timpi şi după testul de coroziune accelerată în ceaţă salină, 5% NaCl.

Pregătirea suprafeţei probei a constat dintr-o degresare alcalină, chimică şi electrochimică, spălare, decapare în acid clorhidric sau acid sulfuric şi spălare finală. Electrodepunerile de aliaje Zn—Fe s-au realizat la diferite densităţi de curent.

Calitatea electrodepunerilor de aliaje ZnFe pe probele cu diferite rugozităţi a fost verificată prin controlul rezistenţei la coroziune accelerată în ceaţă salină, 5%NaCl.

Faţă de starea de livrare, decaparea a determinat o modificare a rugozităţii R_z, astfel :

— acidul clorhidric 15%, o scădere cu 0,02 μm, pînă la 0,26 μm în intervalul de timp de la 15 la 30 s ;

— acidul sulfuric 20%, o creştere cu 0,05μm pînă la 0,14 μm, în intervalul de timp de la 30 la 60 s.

S-a constatat că rugozitatea probelor (R_z) a fost influenţată de timpul de depunere, de natura materialului depus şi de cea a electrolitului folosit. În figura 1 se prezintă rezultatele determinărilor efectuate pe probe acoperite cu zinc (cod 1), Zn—Fe 11 — 12% (cod 2) şi Zn — Fe 50 — 60% (cod 3), la diferiţi timpi de depunere, în electrolit pe bază de sulfat.

Depunerea zincului pur decurge cu o creştere a rugozităţii în toate etapele de depunere, ΔR_z la 120 de secunde avînd valoarea de 0,24μm, pentru $R_a = 0{,}2 - 0{,}8$ μm, şi 0,28 μm, pentru $R_a = 1{,}2 - 1{,}8$ μm. După expunere la coroziune probele nu au prezentat fenomene de exfoliere a stratului depus.

Depunerea aliajelor Zn—Fe 11 — 12% decurge, în prima etapă, cu o scădere a rugozităţii, $\Delta R_z = -0{,}03$ μm şi o creştere în următoarele etape, ΔR_z la 120 s fiind de + 0,57 μm pentru $R_a = 1{,}2 - 1{,}8$ μm.

În cazul probelor cu $R_a = 0{,}2 - 0{,}8$ μm, ΔR_z, după prima etapă de depunere creşte cu 0,3μm şi la 120 secunde cu 0,62 μm. Scăderea rugozităţii în prima etapă a depunerii, pentru $R_a = 1{,}2 - 1{,}8$ μm, presupune formarea stratului de aderenţă $FeZn_7$ (faza δ), plastic, cu structură monoclinică. Depunerea ulterioară a zincului η cu structură cubică cu feţe centrate şi a fazelor δ şi γ determină o creştere a rugozităţii.

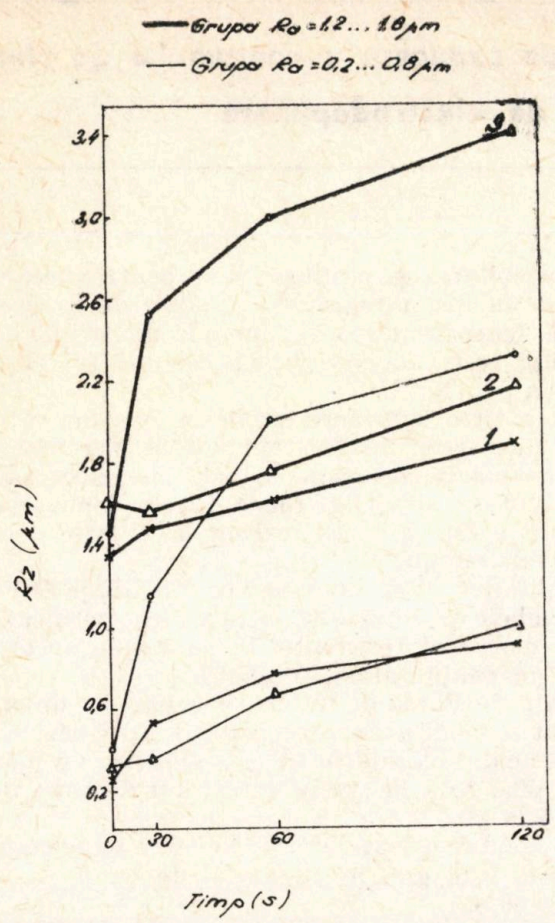


Fig. 1. Modificarea rugozității probelor în funcție de timpul de depunere

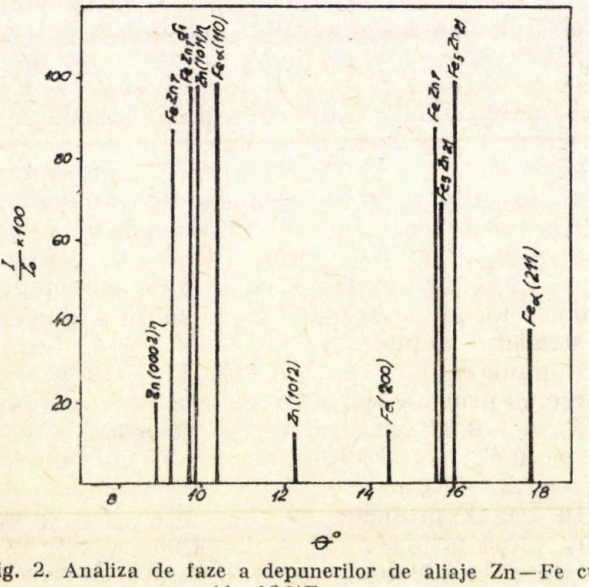


Fig. 2. Analiza de faze a depunerilor de aliaje Zn—Fe cu 11—12%Fe

Analiza calitativă, de faze, cu un difractometru DRON-2, în radiații MoKα, a pus în evidență următoarele faze:

— depunerile cu 11 — 12% Fe constau în principal din faza η(Zn+soluție solidă de Fe în Zn) și din cantități mici de faze $\gamma(Fe_5Zn_{21})$ și δ_1 ($FeZn_7$) — figura 2;

— în cazul depunerilor de aliaje Zn — Fe, cu 50 — 60% Fe apare, pe lîngă faza γ (compuși intermetalici Fe_5Zn_{21}, și Fe_3Zn_{10} și faza α (soluție solidă de Zn în Fe), figura 3.

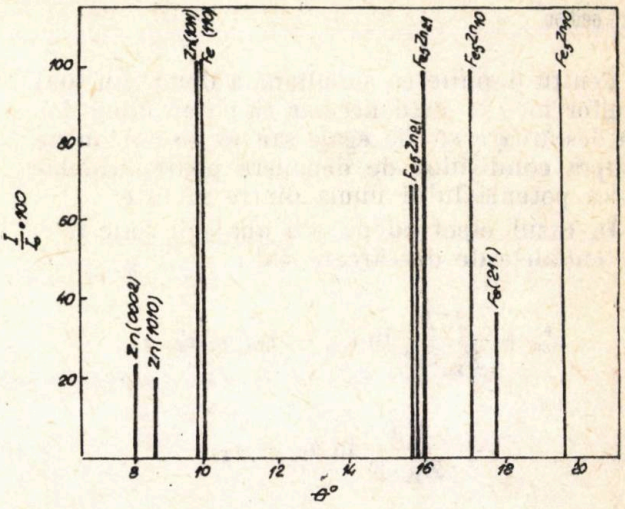


Fig. 3. Analiza de faze a depunerilor de aliaje Zn—Fe cu 50—60% Fe

În cazul $R_a = 0{,}2 - 0{,}8$ μm s-a favorizat formarea fazei $\gamma(Fe_5Zn_{21})$, fragilă, cu structură hexagonală în prima etapă a depunerii. La aceste probe s-au observat fenomene de exfoliere a stratului depus, în proporție de pînă la 90%, după încercarea la coroziune (fig. 4). În figura 4 este prezentată evoluția rugozității suprafeței în diferite faze: *1* — starea de livrare; *2* — decapare; *3* — acoperire 30 s; *4* — acoperire 60 s; *5* — acoperire 120 s și *6* — — coroziune în ceață salină 72 ore (*a* —tablă-suport cu $R_a = 0{,}2 - 0{,}8$ μm; *b* — tablă suport cu 1,2 — 1,8 μm)

Formarea preferențială a fazelor δ sau γ. în prima etapă a depunerii pentru probele cu $R_a = 1{,}2 - 1{,}8$ μm și $R_a = 0{,}2 - 0{,}8$ μm, poate fi determinată de micropotențialele diferite de pe suprafața probelor respective.

În cazul aliajelor Zn — Fe cu 50 — 60% Fe, prin difracție cu raze X, au fost puse în evidență fazele γ (Fe_5Zn_{21} — rețea cubică cu fețe centrate, Fe_3Zn_{10} — rețea cubică cu volum centrat) și α (Fe—Zn, rețea cubică cu volum centrat).

Aceasta explică creșterea rugozității ΔR_z (la 120 secunde depunere) cu 1,96 μm pentru $R_a = 1{,}2 - 1{,}8$ μm și cu 2,00 μm pentru $R_a = 0{,}2 - 0{,}8$ μm.

Deși decaparea în acid sulfuric a îmbunătățit aderența electrodepunerilor de aliaje Zn—Fe, coroziunea prin exfoliere, la probele cu $R_a = 0{,}2 - 0{,}8$ μm, a scăzut doar la cca 25%.

La electroliții studiați s-a observat o depunere anormală a fierului. În figura 5 s-a prezentat influența concentrației relative a

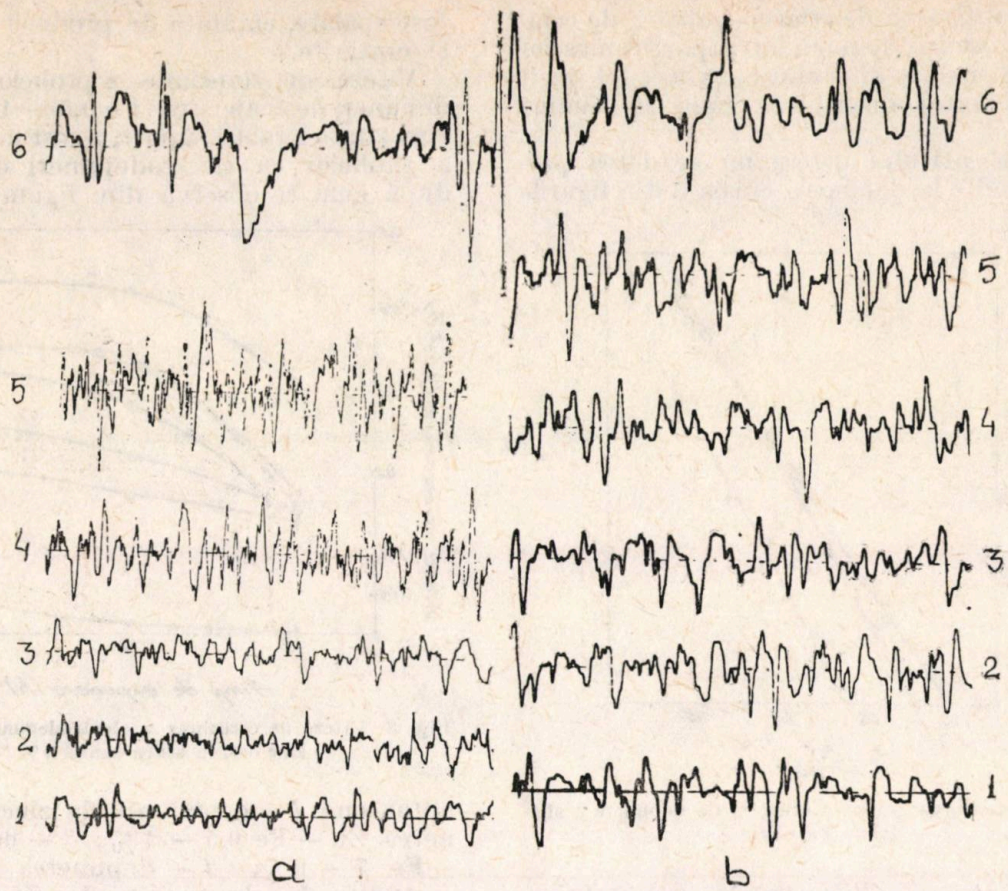


Fig. 4. Evoluția rugozității suprafeței în diferite faze

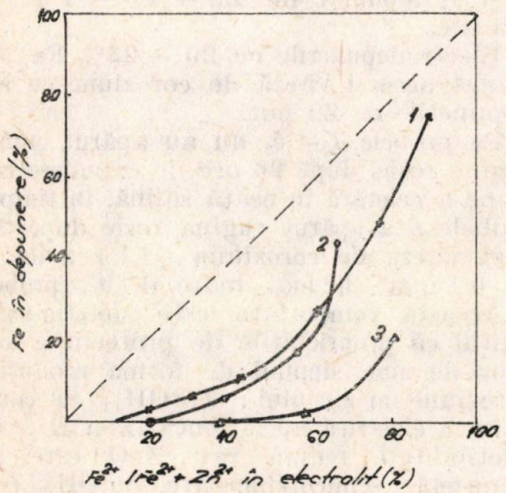


Fig. 5. Influența concentrației Fe în electrolit asupra concentrației Fe în depunere

fierului în electrolit asupra conținutului de fier în depunere. Curba 1 reprezintă electrolitul sulfat la densitatea de curent de 30 A/dm² și pH = 3; curba 2 — electrolitul sulfat clorură la aceeași densitate de curent și pH; curba 3 — electrolitul sulfat la aceeași densitate de curent și pH = 1,5; punctat este reprezentată linia conținuturilor egale de zinc și fier.

Deși Fe are potențialul de reducere — 0,44V mai electropozitiv decît al zincului (—0,76V) și ar trebui să se reducă primul, depunerea anormală se explică prin creșterea pH-ului în jurul catodului și formarea de hidroxid de zinc pe suprafața acestuia la pH = 5,25. Ca urmare, nu mai are loc formarea de hidroxid de fier, căruia îi corespunde un pH de 6,32.

Reducerea zincului din pelicula de hidroxid are loc la un potențial de — 1,25 V, dar hidroxidul de zinc împiedică reducerea ionilor de Fe la un potențial de —0,44 V.

Pentru prelucrarea datelor referitoare la influența electrolitului asupra participării celor două metale la formarea stratului depus a fost utilizată relația de liniarizare [9]

$$\lg \frac{Fe}{Fe + Zn} = A + B \frac{Fe^{2+}}{Fe^{2+} + Zn^{2+}} \qquad (1)$$

În figura 6 se prezintă rezultatele, coeficienții A și B fiind calculați în funcție de condițiile experimentale.

Ecuația 1 reprezintă electrolitul sulfat la Dc = 30 A/dm² și pH = 3; 2 — electrolitul sulfat clorură la Dc = 30A/dm² și pH = 3 și 3 — electrolitul sulfat la Dc = 30 A/dm² și pH = 1,5.

Pentru obținerea de straturi subțiri, de compoziții cunoscute, se modifică raportul maselor celor două metale din soluție, în așa fel încît conținutul total de ioni în baie să rămînă constant.

Scăderea *p*H-ului determină scăderea procentului de Fe în depunere, curba 3 din figurile 5 și 6.

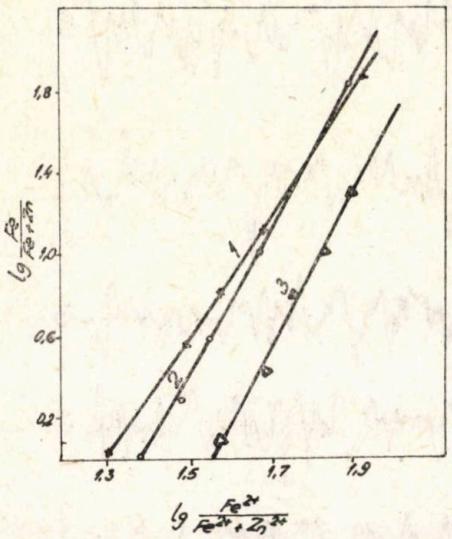


Fig. 6. Reprezentarea grafică a ecuației de depunere a aliajelor Zn—Fe

Creșterea densității de curent determină o creștere a procentului de Fe în depunere la același raport $Fe^{2+}/Fe^{2+} + Zn^{2+}$ în electrolit (fig. 7). Curba *1* corespunde la 30% $Fe^{2+}/Fe^{2+} + Zn^{2+}$ în electrolit; *2* — la 50% și *3* — la 60%.

Pentru studierea vitezei de coroziune au fost realizate electrodepuneri de aliaje Zn—Fe și Zn pur, pe probe de table laminate la rece cu $R_a = 1{,}2 - 1{,}8$ μm. Greutatea stratului depus este de 50 g/m². O parte din probe au fost cromatate.

Probele cu dimensiunile de 50 × 100 mm au fost supuse testului de coroziune accelerată în ceață salină, 5% NaCl, la temperatura de 35 ± 2°C și umiditatea relativă de 98%. După fiecare ciclu de expunere, de 24 ore, probele au

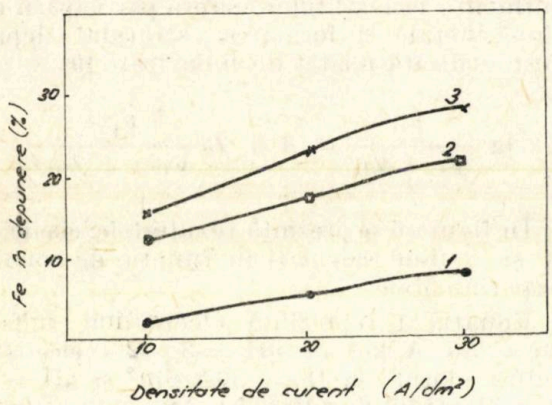


Fig. 7. Influența densității de curent asupra procentului de Fe din depunere

fost spălate, curățate de produșii de coroziune și cîntărite.

Viteza de coroziune a probelor cu electrodepuneri de aliaje Zn—Fe 0,5 — 1%, la aceeași rugozitate a tablei suport, a fost mai mică decît a probelor cu electrodepuneri de zinc pur, după cum se observă din figura 8, unde s-a

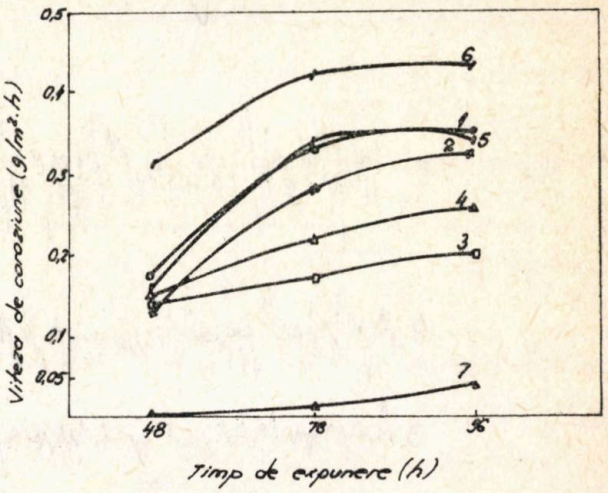


Fig. 8. Viteza de coroziune a electrodepunerilor de zinc și zinc-fier, în ceața salină 5% NaCl

notat cu: *1* — depunerea de zinc; *2* — depunerea Zn — Fe 0,5 — 1%; *3* — depunerea Zn —Fe 7 — 9%; *4* — depunerea Zn—Fe 11 — 12%; *5* — depunerea de Zn — Fe 20 — 25%; *6* — depunerea de Zn — Fe 50 — 70% și *7* — depuneri de Zn — Fe — 7 25% cromatate.

Electrodepunerile cu 20 — 25% Fe au prezentat aceeași viteză de coroziune cu electrodepunerile de Zn pur.

Pe probele *1* — *5*, nu au apărut puncte de rugină roșie, după 96 ore de expunere la coroziune accelerată în ceață salină, în timp ce pe probele *6* a apărut rugina roșie după 24 ore, deși viteza de coroziune a lor a fost doar cu 0,1 g/m² h mai mare decît probelor 1.

Această comportare este determinată de faptul că proprietățile de protecție a acoperirilor de zinc depind de forma produșilor de coroziune ai zincului: $Zn(OH)_2$ cu conductibilitate electrică mică, $ZnCl.4Zn(OH)_2$ cu conductibilitate redusă sau ZnO care posedă proprietăți semiconductoare. $Zn(OH)_2$ frînează procesul de coroziune mai puternic decît oxidul de zinc [10]. Rezistența mai bună la coroziune a electrodepunerilor de Zn—Fe cu 0.5 — 24% Fe se datorează faptului că ionilor de fier introduși în oxidul de zinc le scade conductibilitatea electrică.

Prin cromatarea electrodepunerilor de Zn—Fe cu 7 — 25% Fe, rezistența la corziune a crescut de circa cinci ori. Viteza de coroziune a acestora s-a situat sub 0,05 g/m²h după 96 ore de expunere la coroziune accelerată, curba 7 din figura 8.

Concluzii

Cercetările efectuate au demonstrat posibilitatea reducerii consumului de zinc, în procesul de electrodepunere, cu cca 25%, prin codepunerea fierului.

Rugozitatea suportului de oţel influenţează cinetica procesului de electrodepunere, în sensul formării preferenţiale a unor faze cu efecte directe asupra calităţii depunerii.

Pentru obţinerea unor straturi subţiri de compoziţii cunoscute se modifică raportul maselor Fe^{2+}/Zn^{2+} în soluţie, în aşa fel încît conţinutul total $Fe^{2+} + Zn^{2+}$ să rămînă constant.

Peliculele protectoare din aliaje Zn—Fe cu 0,5 — 12% Fe prezintă o rezistenţă la coroziune mai bună decît a Zn pur sau, pentru 20 — 25%Fe, egală cu a zincului.

Cromatarea peliculelor protectoare din aliaje Zn—Fe determină creşterea rezistenţei la coroziune a acestora de cca cinci ori.

BIBLIOGRAFIE

[1] Takeshi, A. În: Express-Inf. U.R.S.S. nr. 1, 1983, 24. p. 18.

[2] Watanabe, T. În: Express-Inf., U.R.S.S., nr. 1, 1983, p. 21.

[3] Hara, T. In: Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia nr. 11, 1983, p. 954.

[4] Nomura, S. În: Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia nr. 11, 1983.

[5] Hishimura, K. În: J. Iron and Steel Inst. of Japan, Japonia, nr. 5, 1983.

[6] Watanabe, T. În: Sas Technical Papers Service, S.U.A., nr. 820424, 1982, p. 8.

[7] Fukuzuka, P. În: J. Iron and Steel Inst. of Japan, Japonia, 1980, nr. 7, p. 802.

[8] Watanabe T. În: Korroziia i zascita metallov, U.R.S.S. nr. 22 1983, p. 21 — 24.

[9] Miyosuhi, Y. Yasuhiko În: Korroziia i zascita metallov, U.R.SS., nr. 31, 1984, p. 18.

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, R.D.G., nr. 9, 1986

Uzina de sîrmă şi cabluri Rothenburg — 40 de ani de proprietate socialistă, p. 321 — Dezvoltarea unui oţel pentru automate de mare capacitate aliat cu bismut, p. 327 — Aspecte privind oxidarea internă şi externă a aliajelor de Fe—Si, p. 331 — Comportarea electrochimică a materialelor feroase nitrurate, p. 333 — Contribuţie la caracterizarea structurii straturilor nitrurate de pe oţelurile slab aliate şi nealiate, prin intermediul analizei microstructurii cu raze X, p. 336 — Încercări asupra efectului nitrurării asupra comportării la oboseală a oţelurilor de îmbunătăţire, p. 337 — Încercări de mecanica ruperii asupra epruvetelor nitrurate din oţel de cementare 20MnCr5, p. 337 — Calcularea capacităţii de răcire a agenţilor de răcire pentru tratament termic, p. 339 — Prelucrarea şi evaluarea automată a valorilor de măsurare, destinate rezolvării unor probleme speciale ale încercării la coroziune, p. 343 — Rezultate experimentale privind dizolvarea oxigenului în sistemele Cu—O—Bi şi Cu—O—Pb, p. 344 — Încercări privind stabilitatea chimică a electroliţilor de plumb cu conţinut de acid fluorosilicic, p. 347 — Echipament pentru termoanaliza diferenţială a topiturilor, p. 351 — Contribuţie la dezvoltarea aliajelor conductoare de aluminiu şi la utilizarea acestora în industria electrotehnică, p. 353 — Creşterea cristalelor GaP conform procedeului SSD cu considerarea deosebită a fenomenelor de transport din creuzetul de creştere, p. 354 — Comportarea zincului, a sulfului şi a cositorului la sinteza GaP, conform procedeului SSD, p. 354 — Secţia specială „Producţia de metale neferoase", din cadrul secţiei „Metalurgia şi tehnologia materialelor", a Academiei Bergakademie Freiberg, p. 355 — Creşterea eficienţei la prepararea epruvetelor de pulbere pentru analiza fluorescentă cu raze X, prin tehnica presării, p. 356.

Giesserei, R.F.G., nr. 17, 1986

Stadiul şi tendinţele de dezvoltare a procedeului de formare în vid, p. 491 — Topirea economică în creuzetele cu inducţie de frecvenţă medie şi inducţie, p. 495 — Sesiunea europeană de turnătorie de precizie din Bruxelles, p. 501 — Sinteză bibliografică anuală asupra procedeelor şi dispozitivelor de curăţare (urmare 23), p. 503.

Giesserei, R.F.G., nr. 19, 1986

Instalaţie pentru controlul automat cu ultrasunete, cu imersie, pentru piesele turnate din fontă cu grafit nodular — — partea 1: prezentarea instalaţiei, p. 555 — Utilizarea tehnicii trasării la analiza defectelor de turnare, p. 561 — Sinteză bibliografică anuală asupra aliajelor turnate din metale uşoare, în nisip şi în lingotieră (urmare 23). Partea 1. Aliaje de aluminiu — baze metalografice, materiale şi proprietăţile materialelor, p. 565 — Sinteză bibliografică anuală asupra aliajelor turnate din metale uşoare, în nisip şi în lingotieră (urmare 23). Partea a 2-a. Aliaje din magneziu — materiale şi proprietăţi ale materialelor, p. 572.

Posibilităţi de utilizare a produselor de bazalt în industria metalurgică

Ing. N. Vachniuc
Ministerul Industriei Metalurgice

CZ : 666.19 : 669.015

Soluţionarea problemelor majore care confruntă omenirea în momentul de faţă, prin epuizarea prematură a unor materii prime tradiţionale, impune o revizuire grabnică a atitudinii specialiştilor faţă de tezaurul naturii, fiind imperios necesar ca răgazul existent să fie folosit intens pentru cercetarea şi punerea în valoare a unor noi resurse, pentru realizarea unor noi materiale înlocuitoare cu mare eficienţă economică, precum şi pentru stabilirea tehnologiilor de realizare a acestora.

Ţinînd seamă de pierderile mari care au loc prin coroziune şi din cauza uzurii abrazive se caută înlocuitori care întrec, din punctul de vedere al proprietăţilor, materialele cunoscute şi, în primul rînd, metalele feroase şi neferoase.

Dintre materialele studiate cu eficienţă mare sînt şi produsele de bazalt, care se obţin prin două metode : metoda topirii şi turnării în forme metalice sau în amestecuri de formare, urmată de un tratament termic de recristalizare şi metoda sinterizării pulberilor.

Materia primă de bază pentru obţinerea pieselor şi produselor este bazaltul natural, combinat cu unele elemente adiţionale şi de aliere. Tehnologia de realizare a produselor din bazalt constă în principal din topirea în cuptoare circulare cu flacără (gaz metan) a rocii de bazalt natural (griblură), la temperatura de cca 1 350°C.

Tabelul 1

Compoziţia oxidică o rocilor bazaltice

Compoziţia oxidică	Valori limită, %
SiO_2	44—52
Al_2O_3	14—16
Fe_2O_3+FeO	9—14
CaO	9—12
MgO	7—10
Na_2O+K_2O	3—8
TiO_2	2—3

Roca de bazalt (tab. 1) în R. S. România este exploatată în cariera Racoş —jud. Braşov, unde i se face o spălare şi o curăţire riguroasă.

Produsele din bazalt au stabilitate mare la hidroxidul de sodiu, hidroxidul de potasiu, alte baze tari, la acizi (excepţie făcînd acidul fluorhidric) şi stabilitate dimensională la temperaturi joase şi ridicate. Produsele din bazalt nu ruginesc şi deci nu necesită vopsire de protecţie, fapt care face ca acestea să înlocuiască cu succes oţelurile aliate, să asigure o durată de funcţionare mai mare a instalaţiilor.

Prin topire, bazaltul poate fi turnat în diferite forme geometrice cu abateri dimensionale de $\pm$ 3 mm, obţinîndu-se piese cu utilizări

Tabelul 2

Caracteristicile tehnice ale produselor din bazalt topit şi recristalizat

Caracteristică	Simbol	Valoare	Unitate de măsură	Determinare (STAS)
Culoare		cenuşie neagră	—	vizuală
Densitate (masa specifică)	P	2,9	g/cm³	125—73
Stabilitate la H_2SO_4, 30%	—	min 99,3	%	3 050—68
Stabilitate la NaOH, 10%	—	min 99,5	%	3 050—688
Porozitate totală	—	1—1,5	%	125—73
Porozitate aparentă	—	0,5	%	125—73
Duritate scara Mohs	—	8—8,5		3 050—68
Rezistenţă la uzură după Böhme	—	max 0,5	g/cm²	5 501—81
Rezistenţă la compresiune	σ	200	N/mm²	126—77
Rezistenţă la încovoiere	σ	115	N/mm²	3 050—68
Temperatură de utilizare	T	max. 400	°C	—
Tensiune de străpungere	—	4—6	kV/mm	1 292—82
Conductivitate termică		5,022	kj/mmh°C	8 134—77
Căldură specifică	C	1,046	kj/kg°C	1 292—82
Coeficient de dilataţie termică liniară 20—100°C	α_1	8.10^{-6}	mm/°C	1 292—82
Coeficient de dilataţie termică liniară la 20—400°C	α_2	9.10^{-6}	mm/°C	1 292—82

Tabelul 3

Caracteristicile tehnice ale produselor sinterizate

Mărimea	Valoarea	Unitatea de măsură	Determinarea (STAS)
Densitate (masă sferică)	2,75±0,05	g/cm³	125—73
Culoare	maro-roşcat	—	vizuală
Porozitate totală	2—4	%	125—73
Porozitate aparentă	0,02	%	125—73
Duritate scara Mohs	7,5—8	—	3 050—68
Rezistenţă la uzură după Böhme	0,2—0,3	g/cm³	5 501—81
Rezistenţă la compresiune	170	N/mm²	126—77
Stabilitate la H_2SO_4 la temperatura camerei	99,3	%	3 050—68
Stabilitate la H_2SO_4 la temperatura de fierbere	96	%	3 050—68

Tabelul 4

Caracteristicile tehnice comparabile ale produselor din bazalt şi ale celor înlocuite

Caracteristică	Unitate de măsură	Produse din bazalt topit şi recristalizat	Produse turnate din oţel şi fontă
Duritate Scara Mohs	—	8,0—8,5	5,0—7,5
Scara Vickers	Hv	900—1000	140—500
Greutate specifică	g/cm³	2,9	7,85
Rezistenţă la uzură (după Böhme)	g/cm²	0,3—0,5	0,7—0,9
Rezistenţă la compresiune	N/mm²	200	50—200
Rezistenţă la agresivitate chimică			Este atacat de acizi şi baze
— stabilitate la H_2SO_4—30%	%	98,0—99,0	
— stabilitate la NaOH	%	99,0	
Temperatură maximă de utilizare	°C	400	350—400
Durată de funcţionare (la piese comparabile)	luni	6—200	2—120
Consum energetic (la piese comparabile)	kg c.c./kg	1,26	2,69
Preţ (la piese comparabile)	lei/dm³	16—34	75—250

Tabelul 5

Elemente de eficienţă

Denumirea produsului din bazalt	Indicatorul	Unitatea de măsură	Valoarea indicatorului pentru bazalt	Produsul înlocuit	Valoarea indicatorului pentru produsul înlocuit
Plăci subţiri de 10—20 mm, placări anticorosive	Consum energetic	kgcc/kg	1,26	Tablă inox	2,69
	Preţ	lei/tone	8 483		23 922
	Durată de exploatare	luni	24—60	3 mm	6—24
Tuburi Ø 240×1000	Consum energetic	kgcc/kg	1,26	Oţel inox Ø 240×1000	2—69
	Preţ	lei/tone	7 890		21 621
	Durată de exploatare	luni	9—30		3—21
Inele de etanşare tip CRANE anticorozive pentru pompe	Consum energetic	kgcc/kg	0,16	Inele Alfa	0,60
	Preţ	lei/buc	153	Oxid din import	32
		dolari/buc	—		3—24
	Durată de exploatare	luni	6—36		
Diferite produse din bazalt topit	Consum energetic	kgcc/kg	1,26	Oţel turnat	1,14
				Oţel aliat	1,48
				Fontă	0,80
	Preţ	lei/dm³	16—24	Oţel turnat	153—220
				Oţel aliat	176—250
				Fontă	75—142
	Durată de exploatare	luni	6—27	Oţel special	0,5—120
				Silex import	2—18

multiple și eficiente în diferite domenii industriale.

Comparînd proprietățile bazaltului cu cele ale metalelor, se consideră că produsele din bazalt topit și recristalizat pot fi utilizate cu succes în multe domenii din metalurgie ca înlocuitor al metalelor și în special al oțelurilor aliate.

În metalurgie, bazaltul poate fi utilizat la placarea jgheaburilor de evacuare a zgurei, a țunderului și a cocsului, la placarea gurilor de alimentare a furnalelor ; la confecționarea rolelor de trefilare a sîrmei subțiri, a rolelor conducătoare de fire la trefilor, a rigolelor și tunelelor pentru țunder la laminoare, a căptușelilor antiabrazive a elementelor de legătură a benzilor transportoare, a căptușelilor pentru conductele de transport pneumatic.

Pentru obținerea de piese mici și mijlocii de configurații complexe, cu abateri dimensionale restrînse de $\pm$ 0,1 mm și o rugozitate cuprinsă între 3,2 — 0,4 μm, se folosește metoda sinterizării pulberii de bazalt.

Din pulberile de bazalt sinterizat se poate obține o gamă largă de produse ca : inele pentru etanșări frontale, pistoane pentru pompe dozatoare, diferite duze, robineți, corpuri de măcinare bucșe de ghidare, corpuri de pomp inele de reazem, plăci pentru placări, conuri de tracțiune pentru mașinile de trefilat, role ghidaje pentru mașinile de trefilat și cuptoa de tratament termic, sîrme în fir desfășura filiere.

În vederea opțiunii pentru produsele d bazalt se prezintă cîteva date comparative de eficiență în tabelele 4 și 5.

Paralel cu aceste produse din bazalt, atenția specialiștilor este realizarea de fib bazaltice pentru izolare în construcții și iz larea cuptoarelor industriale de tratament te mic, cu posibilități de utilizare pînă la 600 — 800°C.

Industria metalurgică utilizează la nivel anului 1986 cca 500 t de produse de baza (plăci pentru placare, rigole, piese profilate gaură de fixare, corpuri de măcinare) ; la nivel anului 1990 se prevede utilizarea unor cantită sporite de bazal topit și de bazal sinteriza

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, R.F.G., nr. 21, 1986

Noi dezvoltări ale fabricării pieselor turnate de calitate superioară din aliaje de aluminiu, p. 607 — Instalație de fabricare interconectată pentru turnarea sub presiune automată a carcasei cutiei de viteză, p. 610 — Analiza cheltuielilor pentru curățarea pieselor turnate din oțel. Cauze și remedieri. Partea a 5-a, p. 612 — Analiza cheltuielilor pentru curățarea pieselor turnate din oțel. Cauze și remedieri. Partea a 3-a (continuare), p. 620 — Sinteză bibliografică anuală asupra pieselor turnate din oțel nealiat și slab aliat (urmare 23), p. 622.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 8, 1986

Un program de îmbunătățire a calității în valoare de 750 milioane, la societatea Dofasco — o prezentare detaliată, p. 17 — Nou complex de turnare cu o capacitate de 3,3 mil. t/an care funcționează la uzina Gary a societății U.S.S., p. 24 — Insuflarea gazului și injectarea materialelor solide în cadrul proceselor de elaborare a oțelului în convertizor, p. 30 — Sistem automatizat de control al cuptorului cu arc, p. 36 — Control computerizat al cuptoarelor de sleburi, pe baza modelelor fizice, p. 41 — Noi dezvoltări care îmbunătățesc forma benzilor la cald, p. 48 — Linie combinată de galvanizare electrică de 72 in a societății Walbridge Coatings, p. 76.

Gissereitechnik, R.D.G., nr. 9, 1986

Instalații automate de dozare a șarjei pentru cuptoarele de topire utilizate în turnătorie, p. 267 — Utilizarea controlului materialelor prin metode nedistructive în scopul detectării fisurilor la cald, p. 271 — Comportarea fontei cenușii la emisia sunetelor prin încărcare statică sau dinamică, p. 275 — Analiza borului din materialele metalice prin autoradiografie indusă cu neutroni (NIAR), p. 278 — Analiza rapidă a aliajelor prin fluorescență cu radiații X, p. 281 — Influența elementului de aliere zinc asupra structurii și proprietăților aliajelor de CuAl turnate, p. 28 — Asigurarea calității pieselor turnat cu pereți groși din oțel slab aliat, pr adaos de elemente de microaliere, p. 28

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franț nr. 5, 1986

Insuflarea gazului de cocserie pri gurile de vînt ale furnalelor 1 și 2 de societatea Solmer, p. 367 — Influen unui adaos de calciu sau de magnezi asupra solubilității oxigenului și a su fului în oțelul lichid, p. 377 — Elab rarea oțelurilor cu conținuturi foar scăzute de azot la societatea Solla p. 396 — Studiul prin microanaliză posibilităților de atenuare prin tratame termic a segregării axiale a blumurilo turnate continuu, p. 401 — Mutații i domeniul materialelor metalice trad ționale, p. 407 — Reglarea operației d aglomerare prin ghid-operator, p. 42 — Turnarea continuă a oțelurilor ca mate cu aluminiu, p. 433 — Cele m noi tendințe ale concepției liniilor m derne de bare, p. 441.

Ing. V. Cojocaru
Institutul politehnic — Iaşi

Consideraţii termodinamice asupra obţinerii grafitului nodular

CZ: 669.131.622:536.7

În privinţa momentului formării grafitului nodular, există mai multe teorii, care, în principiu, tratează problema din două puncte de vedere: separarea nodulilor de grafit direct din faza lichidă şi separarea nodulilor de grafit direct din faza solidă [1].

Date fiind unele confirmări practice privind separarea grafitului din faza lichidă [2], se vor lua în considerare formarea şi creşterea grafitului într-o fază lichidă, respectiv, într-o matrice metalică.

Se face menţiunea că, în principiu, concluziile care se vor desprinde din prezenta lucrare sînt valabile şi pentru cazul separării grafitului din faza solidă.

Creşterea grafitului presupune existenţa unei interfeţe grafit-matrice metalică. Această interfaţă cu grosimea unei distanţe interatomice, în timpul creşterii grafitului, indiferent de mecanismul propus sau verificat de către cercetători, îşi schimbă mereu aria suprafeţei laterale în sensul măririi acesteia.

Interfaţa grafit-matrice metalică are proprietăţi aparte faţă de fazele în contact, printre care şi o variaţie suplimentară de entalpie liberă.

Dată fiind grosimea mică a interfeţei, se poate considera aria suprafeţei grafitului ca fiind egală cu aria suprafeţei interfeţei grafit — matrice metalică.

Se ia în discuţie interfaţa dintre grafitul aflat în stare solidă şi faza lichidă, matricea metalică lichidă (la fontele eutectice şi hipereutectice cu atît mai mult se poate vorbi despre acest lucru). În interfaţa grafit-matrice metalică atomii sînt într-o permanentă stare de agitaţie şi în timp ce unii părăsesc interfaţa pătrunzînd în interiorul grafitului — această manifestare ar explica de ce în compoziţia grafitului, printre altele, se găseşte fier, siliciu, mangan etc. — alţii îl înlocuiesc. Atomii din interfaţă au bilanţul energetic neechilibrat, ceea ce determină apariţia unei forţe de atracţie interatomică, dirijată spre interior, normală la suprafaţă; forţa necesară pentru învingerea atracţiilor interatomice menţionate determină valoarea tensiunii superficiale [3].

Dacă se are în vedere influenţa însemnată a proprietăţilor interfazice superficiale, cînd suprafaţa fazelor, respectiv cea a interfeţelor, este mare, rezultă implicaţiile fenomenelor superficiale, interfazice, la separarea grafitului.

Se consideră o separare de grafit care are un potenţial termodinamic izobar (entalpie liberă) G_g, matricea metalică lichidă constituită din fier pur şi carbon sau din fier, carbon şi elemente însoţitoare (se vor face calculele în special pentru acest din urmă caz) cu potenţialul termodinamic izobar G_m şi interfaţa grafit — matrice metalică cu entalpia liberă G_A.

Se ia în calcul potenţialul termodinamic izobar, ţinînd seamă de transformările care au loc la presiune constantă — fenomenele de germinare şi de creştere.

Grafitul, matricea metalică şi interfaţa grafit — matrice metalică formează un sistem închis (nu se schimbă substanţa cu exteriorul).

Ţinînd seamă de datele experimentale (compoziţia grafitului din fontă şi compoziţia aliajelor industriale ale fierului), de definiţia entalpiei libere, de componenţii n_i din grafit, n_j din matricea metalică şi n_z din interfaţa grafit — matrice metalică, variaţia infinitezimală de entalpie liberă (pentru materialele metalice variaţiile de entalpie liberă nu diferă prea mult de variaţiile de energie liberă) pentru interfaţa grafit — matrice metalică este:

$$dG_A = \left(\frac{\partial G_A}{\partial T}\right)_{p, n_1, \ldots, n_z} dT + \left(\frac{\partial G_A}{\partial p}\right)_{T, n_1, \ldots, n_z} dp + \\ + \left(\frac{\partial G_A}{\partial n_1}\right)_{p,T,n_2 \ldots, n_z} dn_1 + \ldots + \left(\frac{\partial G_A}{\partial n_z}\right)_{p,T,n_1,\ldots,n_\xi} dn_z, \quad (1)$$

unde T reprezintă temperatura, p presiunea, $\xi = z - 1$.

Deoarece $\left(\frac{\partial G}{\partial T}\right)_p = -S$ şi $\left(\frac{\partial G}{\partial p}\right)_T = V$, unde S reprezintă entropia iar V volumul şi $\left(\frac{\partial G}{\partial n_z}\right)_{T,p,n_1,\ldots,n_\xi} = \mu_z$, unde μ_z reprezintă entalpia liberă molară parţială (potenţialul chimic) a componenţilor z, la presiune şi temperatură constante [4], dG_A devine:

$$dG_A = -S_A\, dT_A + V_A\, dp_A + \sum_{z=1}^{n} n_z\, dn_z. \quad (2)$$

Deoarece interfaţa variază ca mărime şi poziţie (grafitul creşte), expresie a oricărui proces de germinare care se continuă cu un proces de creştere pînă la un anumit nivel,

se produce o variaţie suplimentară a entalpiei libere a interfeţei (G_A) :

$$dG_A = -S_A dT_A + \left(\frac{\partial G_A}{\partial A}\right)_{T,n_z} dA + V_A dp_A + \sum_{z=1}^{n} \mu_z dn_z \qquad (2')$$

Fiindcă procesul luat pentru analiză are loc de obicei la presiunea constantă, deci $dp_A = 0$, şi pentru că prin definiţie raportul $\left(\frac{\partial G_A}{\partial A}\right)_{T,n_z}$ reprezintă chiar tensiunea superficială interfazică (σ_A) [3], relaţia (2') devine :

$$dG_A = -S_A\, dT_A + \sigma_A dA + \sum_{z=1}^{n} \mu_z dn_z. \qquad (3)$$

În condiţiile practice ale grafitizării, temperatura variază.

Integrînd relaţia (3) pentru un interval foarte mic de temperatură, se obţine :

$$\int_{G_A}^{G'_A} dG_A = \int_{T_2}^{T_1} -S_A\, dT_A + \int_{0}^{A'} \sigma_A dA + \int_{0}^{n'_z} \sum_{z=1}^{n} \mu_z\, dn_z\,,$$

unde G'_A, A' şi n'_z reprezintă nişte valori concrete într-un anumit stadiu al grafitizării. Efectuînd calculele se obţine :

$$G'_A = S'_A \Delta T' + \sum_{z=1}^{n} (\mu_z n'_z) + \tau_A A', \qquad (4)$$

unde $\Delta T' = T_2 - T_1$ iar S'_A entropia în stadiul considerat. Explicitînd A' din relaţia (4), se obţine :

$$A' = \frac{G'_A - S'_A \Delta T' - \sum_{z=1}^{n} \mu_z n'_z}{\sigma_A}, \qquad (5)$$

termenul $-S'_A\,\Delta T'$ se poate chiar neglija).

Luînd în considerare regula lui Antonov ($|\sigma_A| = |\sigma_m| - |\sigma_g|$ [5], unde σ_A, σ_m şi σ_g reprezintă tensiunile superficiale ale interfeţei, ale matricei metalice şi respectiv ale grafitului), adoptînd notaţiile $|\sigma_A| = \sigma_A$, $|\sigma_m| = \sigma_m$ şi $|\sigma_g| = \sigma_g$ şi ţinînd seamă şi de relaţiile

$$-S'_A = \left(\frac{\partial G'_A}{\partial T}\right)_{p,\, n_1,\, \ldots,\, n_\xi} \text{ şi } \mu_z = \left(\frac{\partial G'_A}{\partial n'_z}\right)_{T,p,n_1,\ldots,n_\xi},$$

valoarea lui A' devine

$$A' = \frac{G'_A + \left(\frac{\partial G'_A}{\partial T}\right)_{p,\, n_1,\, \ldots,\, n_\xi} \Delta T' - \sum_{z=1}^{n} \left(\frac{\partial G'_A}{\partial n'_z}\right)_{T,p,n_1,\ldots,n_\xi} n'_z}{\sigma_m - \sigma_g} \qquad (6)$$

În relaţia (6) se observă că numărătorul fracţiei reprezintă entalpia liberă totală a interfeţei :

$$G'_A + \left(\frac{\partial G'_A}{\partial T}\right)_{p,\, n_1,\, \ldots,\, n_\xi} \Delta T' - \sum_{z=1}^{n} \left(\frac{\partial G'_A}{\partial n'_z}\right)_{T,p,n_1,\ldots,n_\xi} n'_z = G_{\text{total}}. \qquad (7)$$

Astfel relaţia (6) devine :

$$A' = \frac{G_{\text{total}}}{\sigma_m - \sigma_g} \qquad (8)$$

În condiţii de echilibru, potenţialul termodinamic izobar total al interfeţei grafit — — matrice metalică (G_{total}) este constant.

Deoarece se poate considera că grafitul total are practic aceeaşi compoziţie în toate fontele (de fapt s-a constatat că grafitul din fonte şi din aliajele metalice, în general, este acelaşi cu grafitul natural), tensiunea superficială a lui este constantă şi ţinînd seamă şi de afirmaţia anterioară rezultă că aria suprafeţei interfeţei este o funcţie a lui σ_m :

$$A' = f(\sigma_m). \qquad (9)$$

Funcţia $A' = f(\sigma_m)$ nu are sens pentru $\sigma_m = \sigma_g$, ceea ce corespunde şi situaţiei reale, practice, cînd ar trebui să existe o miscibilitate totală între matricea metalică şi grafit, ceea ce înseamnă că suprafaţa de contact dintre grafit şi matricea metalică este infinit de mare. Avîndu-se în vedere semnificaţia practică a tensiunii superficiale, în figura 1 se prezintă graficul funcţiei $A' = f(\sigma_m)$ pentru valori ale lui $\sigma_m > 0$.

Pentru analiză interesează doar valorile ariei suprafeţei interfeţei pentru care $A' > 0$.

Forma morfologică normală de creştere a grafitului este forma lamelară, care corespunde în matricea metalică unei forme spongioase, deci cu o suprafaţă foarte mare. În acelaşi timp, formei nodulare a grafitului îi corespunde o arie a suprafeţei minime, deci factorii care vor acţiona asupra micşorării ariei suprafeţei grafitului vor duce la nodulizarea grafitului (aşa cum s-a menţionat, se poate considera aria suprafeţei interfeţei grafit-matrice metalică ca fiind egală cu aria suprafeţei grafitului).

Dacă se pune condiţia de minim al ariei suprafeţei interfeţei grafit-matrice metalică rezultă condiţia ca grafitul să fie nodular. Se constată din analiza figurii 1 că valori mici pentru A' corespund unor valori mari ale tensiunii superficiale a matricei metalice (în practica industrială, în general fonta lichidă). În cazul cînd tensiunea superficială interfazică este zero (ca-

zul cînd $\sigma_m = \sigma_g$), atomii din interfață au același regim energetic cu atomii din faze, ceea ce pentru cazul particular al sistemului grafit — — matrice metalică are semnificația unei întrepătrunderi totale a celor două faze, adică a unei arii, a suprafeței interfeței, infinite. Pentru valori ale lui σ_m mai mici decît σ_g, aria suprafeței interfeței devine negativă și aplicînd regula lui Antonov rezultă că și σ_A devine negativă:

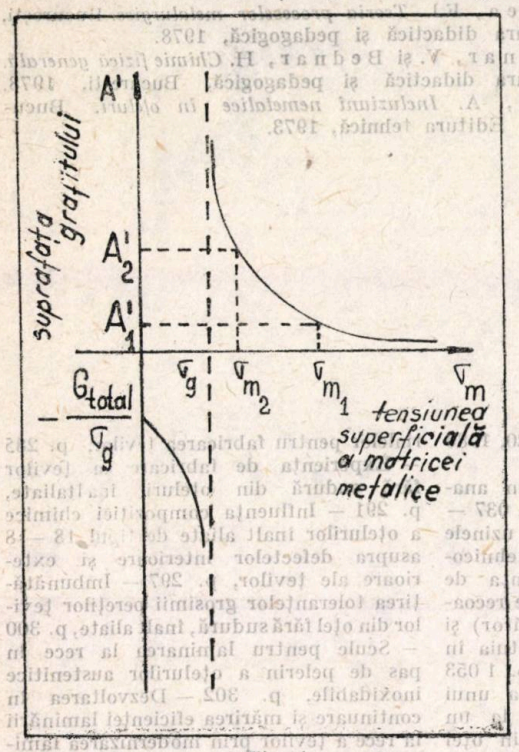


Fig. 1

acest caz particular nu corespunde situației în care grafitul se separă într-o matrice metalică, ci invers (în acest caz s-ar putea face considerații mai mult teoretice). Pentru valori mici ale lui σ_m, dar mai mari decît σ_g, aria suprafeței interfeței grafit — matrice metalică devine maximă, ceea ce corespunde formei lamelare a grafitului. Așadar tensiunea superficială ridicată pentru matricea metalică lichidă este o condiție obligatorie pentru nodulizarea grafitului. La valori prea ridicate pentru σ_m, grafitul s-ar obține punctiform, avînd influență negativă asupra proprietăților fizico-mecanice. Date fiind valorile extreme care nu convin, se deduce un interval de valori pentru mărimea tensiunii superficiale a matricei metalice necesare separării și creșterii grafitului sub formă nodulară.

Relația (8) poate fi scrisă și sub forma:

$$A' = \frac{G_{total}}{\sigma_A}, \qquad (10)$$

În condiții de echilibru G_{total} este constant, ceea ce înseamnă că

$$A' = f(\sigma_A), \qquad (11)$$

graficul acestei funcții fiind reprezentat în figura 2. Analiza acestui grafic arată că aria suprafeței se obține minimă (condiția de obținere a grafitului nodular) cînd tensiunea superficială interfazică este maximă. Pentru valori mici ale lui σ_A, A' se obține la valoare maximă,

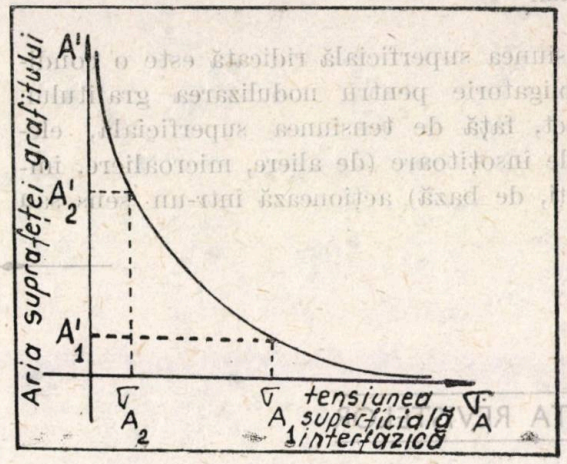


Fig. 2

respectiv grafitul va avea o formă spongioasă, formă lamelară în planul secțiunii. Pentru valori prea ridicate ale lui σ_A, grafitul se obține punctiform.

Din relațiile (8) și (10) se pot explica σ_m și σ_A:

$$\sigma_m = \frac{G_{total} + A'\tau_g}{A'} \qquad (12)$$

$$\sigma_A = \frac{G_{total}}{A'} \qquad (13)$$

În funcție de calitatea aliajului care trebuie obținut — de exemplu niște limite pentru diametrul nodulilor de grafit, numărul nodulilor de grafit pe unitățile de suprafață sau de volum etc. — se poate acționa asupra lui σ_m, respectiv asupra lui σ_A, pentru a obține calitatea propusă:

$$\sigma_{A_2} < \sigma_A < \sigma_{A_1} \text{ sau } \frac{G_{total}}{A'_2} < \sigma_A < \frac{G_{total}}{A'_1}, \qquad (14)$$

plecîndu-se de la relația $A'_1 < A' < A'_2$.

$A'_1 < A' < A'_2$, de unde se deduce: $\sigma_{m2} < \sigma_m < \sigma_{m1}$ sau:

$$\frac{A'_2\sigma_g + G_{total}}{A'_2} < \sigma_m < \frac{\sigma_g A'_1 + G_{total}}{A'_1}. \qquad (15)$$

Avînd în vedere semnificația lui G_{total}, rezultă că practic se poate acționa și asupra

potențialului chimic $\left(\text{asupra factorului } \sum_{z=1}^{n} \mu_z n'_z\right)$ prin utilizarea introducerii unor elemente însoțitoare sau invers, prin purificarea unor aliaje.

Concluzii

Tensiunea superficială ridicată este o condiție obligatorie pentru nodulizarea grafitului. Indirect, față de tensiunea superficială, elementele însoțitoare (de aliere, microaliere, impurități, de bază) acționează într-un sens sau în celălalt asupra potențialului chimic al aliajului care se modifică și deci și asupra gradului de nodulizare a grafitului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni, L. *Fonta cu grafit nodular*, București, Editura tehnică, 1978.

[2] Sofroni, L. și Ștefănescu, D.M. *Fonte modificate cu proprietăți superioare*. București, Editura tehnică, 1971.

[3] Oprea, Fl. *Teoria proceselor metalurgice*. București, Editura didactică și pedagogică, 1978.

[4] Bednar, V. și Bednar, H. *Chimie fizică generală*. Editura didactică și pedagogică, București, 1978.

[5] Rău, A. *Incluziuni nemetalice în oțeluri*. București, Editura tehnică, 1973.

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 19, 1986

Prognoză OECD cu privire la dezvoltarea în continuare a economiei R.F.G., p. 987 — Utilizarea mașinilor-unelte cu control numeric și cu control numeric computerizat în atelierele de reparații, n. 991 — Poziționarea optică și măsurarea lungimii bramelor într-un cuptor cu vatră păşitoare, p. 997 — Elaborarea oțelurilor superioare nealiate și supraaliate, într-un cuptor electric cu arc de 80 t, p. 999 — Agitarea băii într-un cuptor electric cu arc prin insuflare prin vatră, p. 1 003 — Fabricarea pieselor de calitate superioară turnate din oțel prin procedeul Duplex — convertizor LBO/VARP, în uzina siderurgică Friedrich Wilhelm a firmei Thyssen Guss AG, p. 1 006 — Reconstrucția unui cuptor electric cu arc de 80 t al firmei Thyssen Edelstahlwerke AG — circuite de răcire cu considerarea în mod deosebit a răcirii prin vaporizare a elementelor pereților și bolții, p. 1 011 Problemele apărute la transferul termic, la răcirea cu apă a elementelor de pereți ale cuptoarelor electrice cu arc, p. 1 017 — Uzina Boschgotthardshutte O. Breyer GmbH, p. 1 027 — Al 10-lea Congres Interkama : expoziție cu instalații în valoare de 100 mld. dolari, p. 1 031 — Nou din trecut : situația industriei fierului în unele țări — Belgia, p. 116.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 20, 1986

Cercetări asupra oțelului — un anacronism sau o necesitate?, p. 1 037 — Utilizarea energiei reziduale din uzinele siderurgice integrate — limite tehnico-economice, p. 1 043 — Experiența de exploatare a unui cuptor HD (de recoacere cu vatră mobilă cu impingător) și posibilitățile de utilizare a acestuia în uzinele de laminare și forjare, p. 1 053 — Reconstrucția și modernizarea unui cuptor cu vatră păşitoare de la un laminor de sîrmă și de bare din oțel superior, p. 1 061 — Importanța materiei prime dolomitice, pentru producția de oțel a R.F.G., p. 1 066 — Încercări asupra modelelor, pentru analiza și optimizarea proceselor de aprindere și aglomerare din instalațiile de aglomerare cu tiraj artificial, p. 1 071 — Noua oțelărie și noul lamior pentru țevi Voljski din U.R.S.S., p. 1 077 — Firma Thyssen Edelstahlwerke AG, p. 1 079 — Nou din trecut : situația industriei fierului din unele țări — Franța, p. 1 100.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 8, 1986

Factorii de influență ai procedeelor de automatizare a proceselor tehnologice asupra echipamentului laminoarelor, p. 281 — Exigențele impuse materialelor pentru fabricarea țevilor, p. 285 — Experiența de fabricare a țevilor fără sudură din oțeluri înaltaliate, p. 291 — Influența compoziției chimice a oțelurilor înalt aliate de tipul 18 — 8 asupra defectelor interioare și exterioare ale țevilor, p. 297 — Îmbunătățirea toleranțelor grosimii pereților țevilor din oțel fără sudură, înalt aliate, p. 300 — Scule pentru laminarea la rece în pas de pelerin a oțelurilor austenitice inoxidabile, p. 302 — Dezvoltarea în continuare și mărirea eficienței laminării la rece a țevilor prin modernizarea laminoarelor la rece în pas de pelerin, p. 304 — Tratamentul în vid al oțelului pe parcursul turnării continue, p. 307 — Studii metalografice fundamentale privind laminarea la cald a sîrmei din oțel, p. 307 — PC—Mill (laminor —PC) o nouă aranjare a cilindrilor pentru laminarea plană, p. 308 — Contribuție la studierea proceselor de formare a structurii pe parcursul și după deformarea la cald a oțelurilor eutectoide pe laminoarele continue pentru sîrmă și influența acestora asupra proprietăților tehnologice și mecanice ale sîrmei, p. 309 — Contactarea rapidă a termoelementelor destinate cercetării transformărilor, p. 309 — Încercări asupra oțelurilor borurate prin utilizarea metodei cu radioizotopi, p. 311.

Ing. Gh. Topan, ing. Al. Bujáki
și tehn. T. Matei
ntreprinderea Armătura Cluj-Napoca

Forjarea fontei albe

Z : 621.73 : 669.131.2

Forjarea fontei albe este o variantă a forrii din semifabricat turnat. La întreprinderea rmătura Cluj-Napoca s-a experimentat acest rocedeu în fază industrială pe un lot de peste 00 tone piese.

Semifabricatele turnate din fontă albă au vut următoarea compoziţie chimică: carbon ,4 — 2,7%, siliciu 0,9 — 1,4%, fosfor maximum 0,16%, mangan 0,2 — 0,6 %, sulf maximum 0,10%, crom maximum 0,06%. Fonta turnată are carbonul echivalent 2,5 — 3%, deci este puternic hipoeutectică şi se solidifică metastabil. Structura fontei în stare albă a fost ledeburitică, iar duritatea semifabricatelor turnate, 46 — 48 HRC.

Încălzirea în vederea forjării s-a făcut în cuptoare cu flacără la temperatura de 1 050 — 1 100°C. După forjare piesele au avut o structură ledeburitică mult mai fină decît în stare turnată, iar în interiorul perlitei s-au constatat separări globulare de cementită. Duritatea pieselor forjate a fost de 53 HRC, cu 10% mai mare decît în stare turnată.

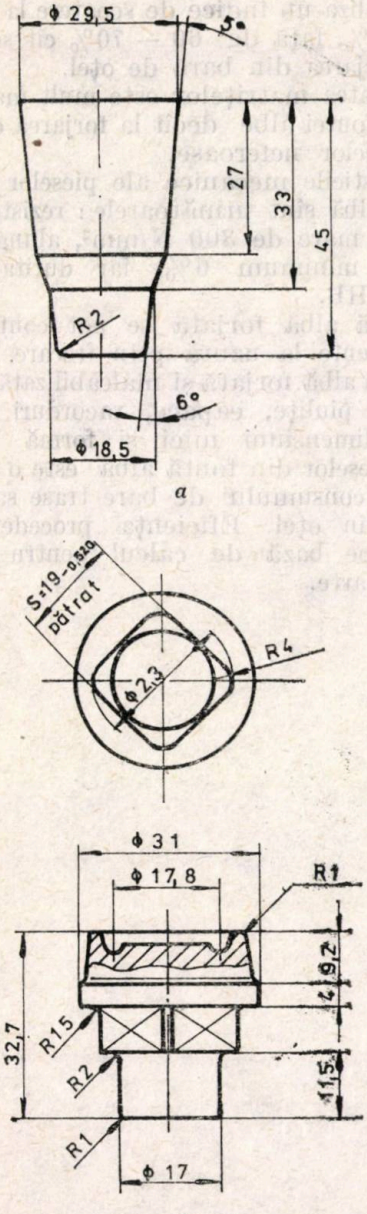


Fig. 1. Capac de robinet:
a — semifabricat turnat; b — piesă forjată

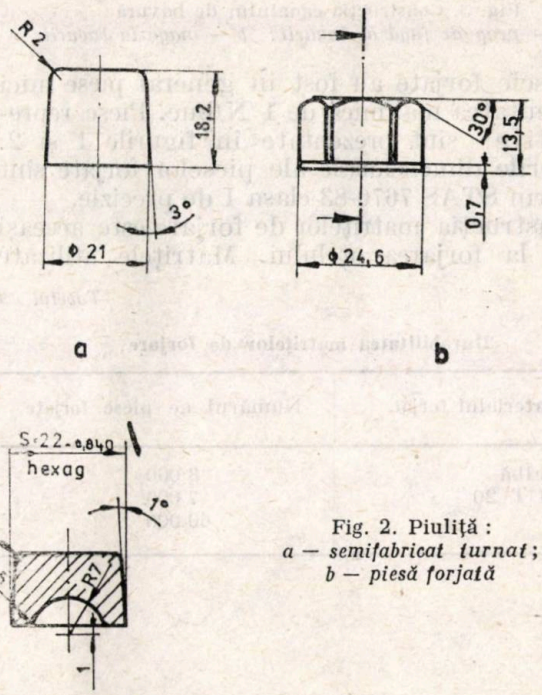


Fig. 2. Piuliță:
a — semifabricat turnat;
b — piesă forjată

Piesele forjate au fost supuse unui tratament termic de maleabilizare, obţinîndu-se fontă maleabilă neagră, cu structura formată din ferită, grafit în cuiburi şi 2 — 3% perlită globulară. Cantitatea de grafit raportată la suprafaţa probei metalografice a fost de 4% faţă de 10% cît se constată la piesele turnate din fontă maleabilă neagră. Duritatea după maleabilizare a fost de 130 HRC.

Rezistenţa la rupere depăşeşte 300 N/mm², iar alungirea la rupere 6%. După maleabilizare s-a făcut operaţia de debavurare.

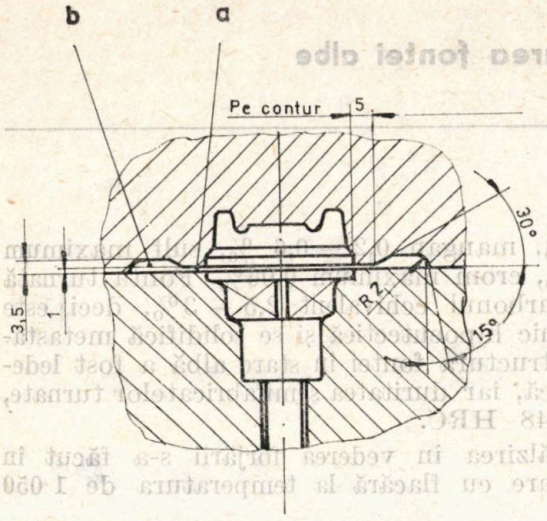


Fig. 3. Construcția canalului de bavură :
a — prag de fugă al bavurii; b — magazia bavurii

Piesele forjate au fost în general piese mici cu greutatea mai mică de 1 N/buc. Piese reprezentative sînt prezentate în figurile 1 și 2. Abaterile dimensionale ale pieselor forjate sînt conform STAS 7670-83 clasa I de precizie.

Construcția matrițelor de forjare este aceeași ca și la forjarea oțelului. Matrițele utilizate s-au confecționat din oțel aliat pentru scule marca 30VCrW82 STAS 3611-86, călit și revenit la duritatea de 45—48 HRC.

Durabilitatea matrițelor, exprimată prin numărul de piese forjate cu o cavitate, este prezentată în tabelul 1.

Tabelul 1

Durabilitatea matrițelor de forjare

Materialul forjat	Numărul de piese forjate
Fontă albă	3 000
Oțel AUT 20	7 000
Alamă	60 000

Concluzii

Forjabilitatea fontei albe este mai redusă decît forjabilitatea oțelului și a alamei, deci nu se poate realiza un grad de deformare atît de mare ca la oțel sau alamă. Semifabricatul turnat utilizat la forjare trebuie să aibă formă și dimensiuni apropiate de cele ale piesei finite.

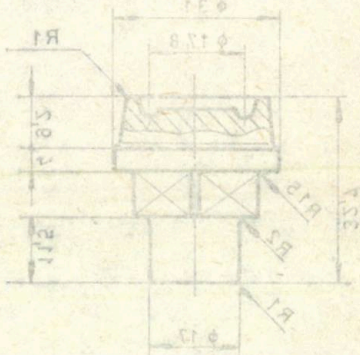
Prin utilizarea unui semifabricat turnat apropiat ca formă și dimensiuni de piesa forjată, se poate realiza un indice de scoatere la forjare de 85 — 90%, față de 60 — 70% cît se realizează la forjarea din bară de oțel.

Durabilitatea matrițelor este mult mai mică la forjarea fontei albe decît la forjarea oțelului sau a aliajelor neferoase.

Caracteristicile mecanice ale pieselor forjate din fontă albă sînt următoarele : rezistență la rupere mai mare de 300 N/mm², alungirea la rupere de minimum 6%, iar duritatea de 130 — 150 HB.

Din fontă albă forjată se pot confecționa piese rezistente la uzură prin frecare.

Din fonta albă forjată și maleabilizată se pot confecționa piulițe, capace, racorduri și alte piese cu dimensiuni mici și formă simplă. Forjarea pieselor din fontă albă este o cale de reducere a consumului de bare trase sau bare laminate din oțel. Eficiența procedeului se stabilește pe bază de calcul pentru fiecare reper în parte.



Dr. chim. E. Cohn,
ing. N. Filip și fiz. S. Crăciun
ICSITPSCM – București

Îmbunătățirea procedeului de confecționare a miezurilor pe bază de silicat de sodiu

CZ : 621.743 : 661.183.4

În lucrarea de față se prezintă încercările efectuate și rezultatele obținute în ceea ce privește scăderea proporției de bioxid de carbon utilizată la întărirea miezurilor și formelor cu silicat de sodiu.

Bioxidul de carbon, componentul cel mai costisitor din amestecurile de formare pe bază de silicat de sodiu întărite prin insuflare, se consumă în turnătorii în cantități mari.

Din cantitatea de bioxid de carbon utilizată la întărirea miezurilor, numai o parte reacționează cu silicatul de sodiu, restul se împrăștie în spațiile de lucru.

Rezistențele miezurilor și formelor sînt cu atît mai mari, cu cît cantitatea insuflată de bioxid de carbon este mai apropiată de aceea prevăzută în studii.

În timpul fabricării miezurilor, tuburile de bioxid de carbon funcționează fără întrerupere în cadrul unei secții de miezuire-formare din industrie, iar detenta provoacă o răcire treptată a gazului, pînă la temperaturi sub 0°C, ceea ce duce la încetinirea reacției de întărire, reacția între bioxidul de carbon și silicatul de sodiu efectuîndu-se cu atît mai eficient cu cît temperatura este mai ridicată.

În încercările efectuate s-a constatat că temperatura bioxidului de carbon, în cazul folosirii intermitente a unui tub poate ajunge la −5 și −10°C și că aceasta contribuie la încetinirea reacției de întărire a miezurilor, fiind necesară insuflarea unor cantități mai mari de bioxid de carbon și ridicînd astfel prețul de cost al pieselor turnate.

Silicatul de sodiu se obține prin topirea nisipurilor cuarțoase cu carbonat de sodiu la temperaturi de 1300 – 1400°C.

Silicatul obținut astfel are o viteză de solubilizare în apă deosebit de scăzută, la temperatura obișnuită.

Solubilizarea silicatului de sodiu se efectuează cu ajutorul aburilor supraîncălziți la 120 – 150°C, la presiunea de 6 – 8 atmosfere, în instalații speciale prevăzute cu tamburi rotativi. În timpul solubilizării se adaugă cantități de soluție de hidroxid de sodiu pentru reglarea modulului soluției de silicat.

Topitura solidă de silicat de sodiu nu conține un compus unitar, ci un amestec de silicați de tipul : SiO_3Na_2, $Si_2O_5Na_2$, SiO_4Na_4. Acești compuși sînt prezenți în topiturile de silicat de sodiu numai sub formă de ioni polimeri.

Lanțurile macromoleculare pot fi reprezentate prin formula $(SiO_3)_n^{2n-}$. Asemenea lanțuri se pot lega între ele pentru a forma lanțuri duble, benzi. Se pot întîlni de asemenea rețele bidimensionale de forma unor foi sau straturi avînd formula $(Si_2O_5)_n^{2n-}$.

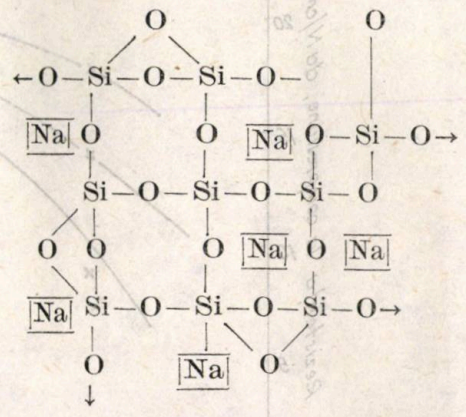
În procesul de solubilizare a silicatului de sodiu obținut ca topitură se produce o hidratare a ionilor polimeri, crescînd proporțiile de ortosilicat, conform reacției :

$$(SiO_3Na_2)_n + nH_2O \rightarrow nNa_2H_2SiO_4$$

Studiul structurii silicaților cu ajutorul razelor X a permis să se constate că aceștia pot fi considerați ca fiind compuși din anioni și cationi, la fel ca toate sărurile.

Anionii au însă în majoritatea cazurilor structuri mai complicate, adesea macromoleculare.

Structura silicatului de sodiu, care reprezintă o privire generală în concordanță cu construcția și formarea în diferite reacții chimice a unui schelte de acid silicic și care reflectă proprietățile fizico-chimice (asemănătoare adesea cu acelea ale unui polimer) ale acestui produs este reprezentată în continuare (H. Mayer) [1] – [3].



Întărirea miezurilor și formelor cu bioxid de carbon se efectuează foarte repede, constatîndu-se că cel mai indicat timp de insuflare este de 60 s, în condițiile unui debit de 15l/minut și a unei temperaturi obișnuite (fig. 1).

După cum se constată în figura 1, *p*H-ul soluției de silicat de sodiu scade aproape proporțional cu cantitatea de bioxid de carbon insuflată.

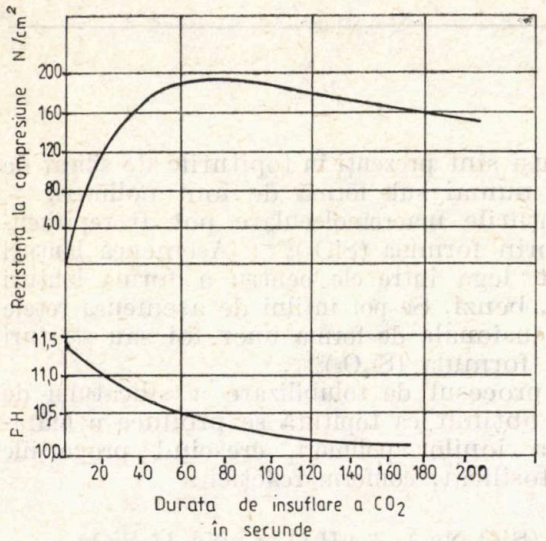


Fig. 1. Variația *p*H-ului soluției de silicat de sodiu în funcție de cantitatea de bioxid de carbon insuflată

Reacția de întărire a miezurilor cu silicat de sodiu ca urmare a tratării cu bioxid de carbon este reprezentată în literatură astfel [3]—[5]:

$$nNa_2O_mSiO_2 \quad pH_2O + CO_2 \rightarrow$$
$$\rightarrow CO_3Na_2qH_2O + mSiO_2 + mbH_2O$$

în care $p = mb + q$

Se cunoaște din literatura de specialitate că întărirea amestecurilor cu silicat de sodiu

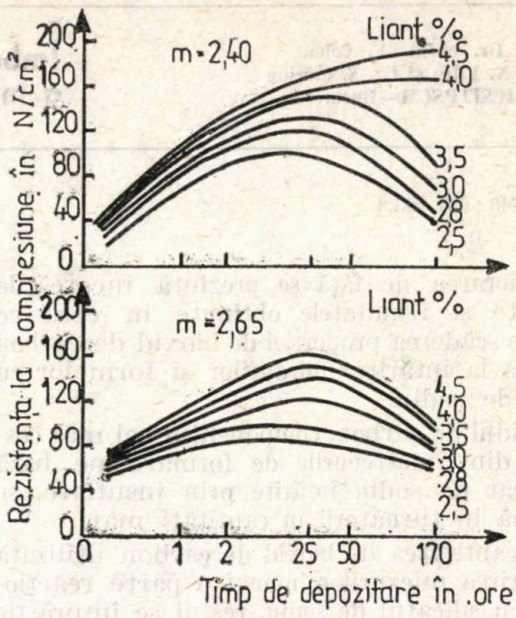


Fig. 2. Influența raportului SiO_2/Na_2O și a timpului de depozitare al rezistenței la compresiune

este cu atît mai rapidă cu cît modulul (SiO_2/Na_2O) este mai ridicat [3], [4].

În acest fel se presupune că prin insuflarea de bioxid de carbon se produce o creștere permanentă a modulului și o scădere a pH-ului care în final duce la întărirea amestecului.

Analizîndu-se influența modulului silicatului de sodiu asupra timpului de întărire, rezistențelor la compresiune sau tracțiune și rezistențelor miezurilor în timp (1 — 180 ore de

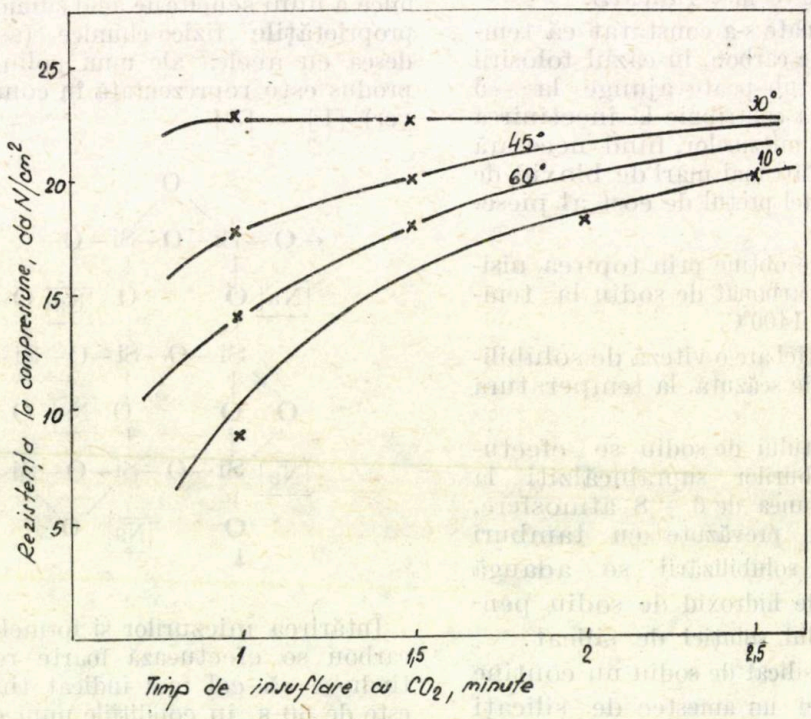


Fig. 3. Influența temperaturii și a timpului de insuflare asupra rezistențelor la compresiune

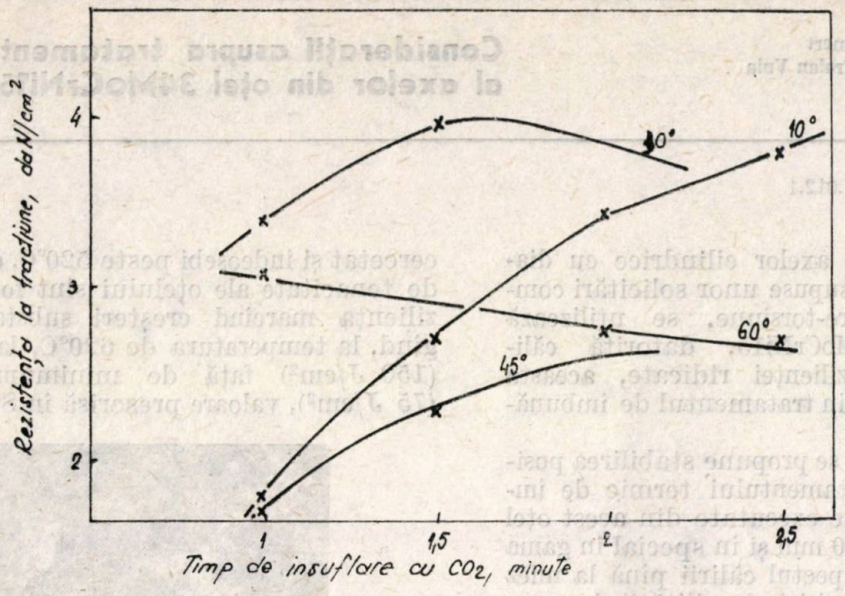


Fig. 4. Influența temperaturii și a timpului de insuflare asupra rezistențelor la tracțiune

staționare) se poate constata (fig. 2) că : întărirea prin insuflarea de bioxid de carbon este cu atît mai rapidă cu cît modulul (SiO_2/Na_2O) soluției de silicat de sodiu este mai ridicat ; Rezistența la compresiune și tracțiune este cu atît mai mare cu cît modulul ((raportul SiO_2/Na_2O) este mai scăzut (fig. 2). Cantitatea de bioxid de carbon necesară pentru întărire este cu atît mai mare cu cît modulul este mai scăzut. Cu cît rezistența este mai scăzută la întărire cu atît e mai mare după 25 de ore de staționare. La proporții de liant obișnuit utilizate (4 — — 5%), cu cît raportul SiO_2/Na_2O este mai mare cu atît și tendința de a scădea rezistența în timp devine mai mare (fig. 2).

Liantul cu modul mai mic (2,40) poate menține o rezistență mai înaltă la compresiune în cazul unor procente ridicate de liant pe perioade mai lungi de depozitare.

Valorile date în figura 2 s-au obținut utilizîndu-se un timp de insuflare de 5 s la o presiune a bioxidului de carbon de 1,5 atm.

Influența temperaturii bioxidului de carbon asupra rezistenței miezurilor, vitezei de întărire a acestora și a altor caracteristici a fost analizată cu atenție în cadrul acestei lucrări.

Experiențele s-au efectuat prin utilizarea unui nisip de Aghireș cu granulația indicată în tabelul 1.

Componenta levigabilă a nisipului a fost de 0,6%.

Amestecurile s-au preparat prin combinarea nisipului cu 6% silicat de sodiu.

Tabelul 1

Sita Nr.	0,1	0,6	0,3	0,2	0,1	0,06	Tava
Granulație, %	0	0,10	15,40	39,80	38,70	4,90	0,3

S-a constatat că temperaturile mai mari de 60 — 80°C formează o coajă la suprafața miezurilor, care împiedică pătrunderea gazului în miez, ceea ce duce la rezistențe mai slabe.

Cele mai bune rezistențe la compresiune s-au realizat la o insuflare a bioxidului de carbon la temperaturi de 30 — 35°C, după cum se prezintă în figura 3.

Aceleași rezultate au fost constatate în cazul determinării rezistențelor la tracțiune (fig. 4).

Pentru realizarea unor temperaturi de insuflare a bioxidului de carbon de 30 — 40°C s-a utilizat un dispozitiv de încălzire care a fost montat direct la butelia de gaz.

Încălzirea s-a efectuat cu ajutorul unei rezistențe electrice, iar temperatura gazului cu care s-au efectuat probele s-a măsurat cu ajutorul unui termometru.

În concluzie, se recomandă că în cazul procedeului de întărire a miezurilor pe bază de silicat de sodiu cu bioxid de carbon să se utilizeze un dispozitiv care să permită încălzirea gazului și să se folosească bioxid de carbon cu temperatura de 30 — 40°C, realizîndu-se în acest fel o economie de 30% bioxid de carbon, ceea ce duce la reducerea costului miezurilor și al pieselor turnate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gettwert, G., Richarz, F. Schumacher, W. In: Giesserei, R.F.G., Nr. 22, 1972, p. 648 — 54
[2] Gettwert, G. În: Giesserei, R.F.G., nr. 22 —26, 1981, p. 659.
[3] Cohn, E., Sofroni, L. — *Procese fizico-chimice care au loc la prepararea și utilizarea amestecurilor de formare în turnătorii*. București, Editura tehnică, 1970.
[4] Cosneanu, C., Cohn, E., Sofroni, L. — *Amestecuri de formare fluide pentru turnătorii*. București, Editura tehnică, 1969.
[5] Ștefănescu Fl. *Materiale și amestecuri de formare pentru turnătorii*. București, Editura tehnică, 1971.

Dr. ing. Fr. Lammert
Institutul politehnic Traian Vuia
Timişoara

Consideraţii asupra tratamentului termic al axelor din oţel 34MoCrNi15

CZ: 669.14.018.463 :669.11.012.1

Pentru executarea axelor cilindrice cu diametre peste 150 mm supuse unor solicitări combinate de încovoiere-torsiune, se utilizează frecvent oţelul 34MoCrNi15, datorită călibilităţii mari şi rezilienţei ridicate, aceasta din urmă rezultînd prin tratamentul de îmbunătăţire.

În cele ce urmează se propune stabilirea posibilităţii aplicării tratamentului termic de îmbunătăţire pentru axe executate din acest oţel cu diametre peste 100 mm şi în special în gama 150—200 mm sub aspectul călirii pînă la miez şi al posibilităţii apariţiei fragilităţii la revenire, clarificarea acestei probleme permiţînd eliminarea celei de-a doua reveniri. Încercările au fost efectuate pe axe cu diametrul de 200 mm şi lungimea de cca 2000 mm, cărora li s-au aplicat următoarele regimuri de tratament termic :

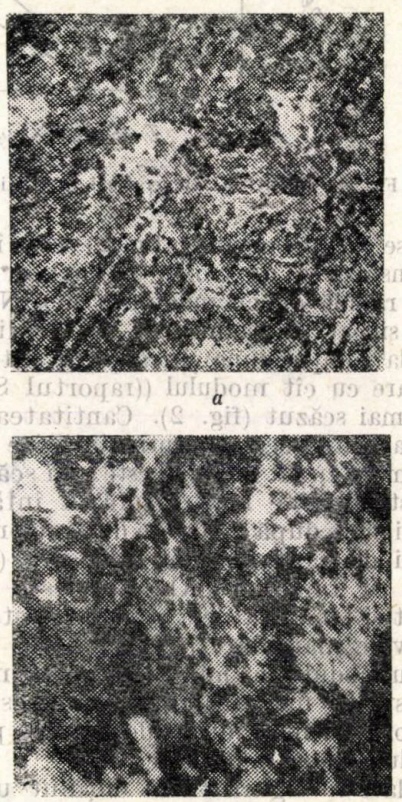
— călire de la 850°C cu răcire în ulei ;
— revenire de la temperaturile de : 520, 560, 580, 620°C cu răcire în aer.

Tabelul 1

Caracteristicile oţelului

Caracteristica	Temperatura de revenire, °C			
	520	560	580	620
Mediul de răcire	aer	aer	aer	aer
Rezistenţa la rupere, R_m, N/mm²	1060	960	900	850
Limita de curgere, R_{02}, N/mm²	—	630	650	720
Alungirea, %	13	14	14	14
Rezilienţa longitudinală, k gfm/cm²	6	8	10	16

La revenire a fost ales intervalul de temperaturi cuprins între 520 şi 620°C, pentru a se parcurge şi domeniul temperaturilor în care este posibilă apariţia fragilităţii de revenire reversibilă şi care pentru acest tip de oţel este cuprins între 450 şi 575°C [1]. Pentru aprecierea tendinţei de apariţie a fragilităţii de revenire reversibile, s-a determinat rezilienţa pe epruvete tip Mesnager cu crestătură în U de 2 mm, decupate la 2/3 din raza secţiunii transversale şi în lungimea axei (cca 60 mm de la capătul axei), obţinîndu-se valorile din tabelul 1. După cum se observă, în intervalul de temperaturi cercetat şi îndeosebi peste 520°C, caracteristicile de tenacitate ale oţelului sînt foarte bune, rezilienţa marcînd creşteri substanţiale, ajungînd, la temperatura de 620°C, la 16 kgfm/cm² (150 J/cm²) faţă de minimum 8 kgfm/cm² (75 J/cm²), valoare prescrisă în STAS 791—80.



a

b

Fig. 1. Microstructura oţelului 34 MoCrNi15 : *a* — călit în ulei şi revenit la 620°C (mărire 100 X) ; *b* — aceeaşi structură la un grad de mărire de 500 X

Aceste rezultate confirmă influenţa favorabilă a molibdenului din compoziţia chimică a oţelului (0,15—0,30%) în compensarea tendinţei de fragilizare la revenire, astfel încît răcirea după revenire se poate face în aer, eliminîndu-se necesitatea unei detensionări ulterioare, impusă de răcirea rapidă în ulei.

Microstructura, determinată pe epruvete de rezilienţă corespunzînd temperaturii de revenire la 620°C, este prezentată în figura 1 (*a*, *b*).

Deoarece temperatura de revenire este mai mare de 400°C, structura va fi alcătuită dintr-o masă de bază feritică în care se află distribuite

carburi de tip cementitic, cu o ușoară tedință de globulizare. Durata de revenire a fost de 7 h pentru o secțiune cu diametrul de 180 mm, suficientă pentru realizarea descompunerii martensitei și pentru coalescență pînă în miezul axei. Fotografia din figura 1, *b*, la un grad mai mare de mărire (500 X), prezintă dispunerea feritei în formațiuni poligonale și se apreciază că această distribuție, respectiv prezența în structură a feritei, duce la obținerea valorilor

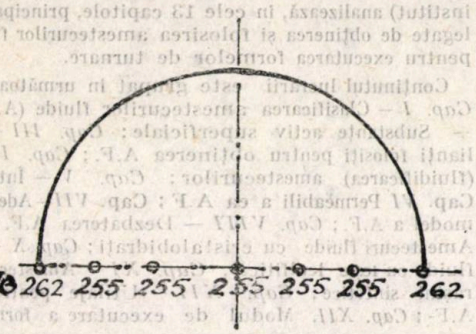


Fig. 2. Distribuția durităților printr-o axă din oțel marca 34 MoCrNi 15, după îmbunătățire

ridicate ale rezilienței. Ridicarea temperaturii de revenire peste 620°C duce la o creștere a coalescenței carburilor, respectiv finisarea structurii și mărirea valorii rezilienței; în schimb rezistența la rupere și limita de curgere vor scădea sub valorile minime admisibile (780, respectiv 590 N/mm²).

Sub aspectul călibilității, valorile durităților pe șaibe prelevate transversal din axa călită la 860°C (cu răcire în ulei) și revenire la 620°C (cu răcire în aer) sînt redate în figura 2.

Se observă că între miez și suprafață există o diferență nesemnificativă între durități, ceea ce confirmă pătrunderea pînă în miezul axei a efectului tratamentului termic, ținînd seamă de faptul că duritatea în miez înaintea îmbunătățirii a fost de 200 HB.

În concluzie, se poate aprecia, pe baza încercărilor efectuate, lipsa fragilității de revenire reversibile la oțelul marca 34 MoCrNi15 precum și buna lui călibilitate pînă la secțiuni cu diametrul de 200 mm.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dulămiță, T., Florian, E. *Tratamente termice și termochimice*. București, Editura didactică și pedagogică, 1952.

[2] Popescu, N., Vitănescu, C. *Tehnologia tratamentelor termice*. București, Editura tehnică, 1969.

[3] Mantea, St., Geru, N., Dulămiță, T. și Rădulescu, M. *Metalurgie fizică*. București, Editura tehnică, 1970.

[4] x x x x x STAS 791—80. *Oțeluri aliate pentru tratament termic destinate construcției de mașini.*

RECENZII

Todorov, R. P. și Peșev, P. T. **Defekti otlivok** (*Defecte ale pieselor turnate din aliaje feroase*) Moscova, Mașinostroienie, 1984, 184 pag.

Lucrarea prof. dr. doc. ing. Todorov R. P. (directorul Institutului metalo-ceramic din Sofia), cunoscut om de știință în domeniul teoriei grafitizării aliajelor Fe—C, în colaborare cu ing. Peșev, P. T., reprezintă o apariție editorială * deosebit de utilă pentru specialiștii din domeniu. Lucrarea beneficiază de vasta experiență a autorilor și de bogata literatură consultată (200 de autori citați la bibliografie). Conținutul ei se grupează în opt capitole, astfel : *Cap. I* — Defecte legate de formă, dimensiunile și masa necorespunzătoare a pieselor turnate ; *Cap. II* — Defecte de suprafață ale pieselor turnate ; *Cap. III* — Defecte cauzate de sufluri ; *Cap. IV* Incluziuni ; *Cap. V* — Defecte legate de contracția aliajelor ; *Cap. VI* — Tensiuni și crăpături ; *Cap. VII* — Defecte constatate la procedeele speciale de turnare ; *Cap. VIII* — Defecte legate de structura, proprietățile și compoziția chimică a pieselor turnate.

Spre deosebire de alte lucrări de acest gen tipărite pînă în prezent, lucrarea analizată are următoarele particularități deosebit de valoroase : analizează multilateral mecanismul fenomenelor care stau la baza formării principalelor defecte de turnare (de ex. retasuri, crăpături, sufluri, incluziuni, aderențe, etc.), ceea ce face posibilă îndreptarea mai ușoară a soluțiilor tehnologice de prevenire și combatere a apariției acestor defecte ; prezintă în mod sistematic măsurile tehnologice care sînt capabile să elimine cauzele care duc la formarea defectelor ; cuprinde numeroase date concrete legate de producția industrială a pieselor turnate din fontă și oțel ; prelucrează cu multă conpetență bogăția mare de date publicate în literatura de specialitate.

Pentru specialiștii din țara noastră (ingineri, subingineri, cercetători, proiectanți și cadre didactice) și pentru studenți de la specializarea „Turnătorie" și „Mașini și utilaje pentru prelucrări la cald" din cele șapte centre universitare, lucrarea recenzată este de o deosebită importanță.

* traducerea lucrării din limba bulgară, apărută la Sofia, în „Editura Tehnika", 1980.

Doroșenko S. P. și Vașcenko, K. I. **Jidkostnie smesi** (*Amestecuri fluide*), Kiev, Vișcia școla, 1980, 176 pag

Autorii cărții, cunoscuți oameni de știință din U.R.S.S (prof. dr. doc. Doroșenko S.P. — șeful Catedrei de turnătorie de la Institutul politehnic din Kiev ; prof. dr. doc Vascenko K.I. — creatorul școlii de turnătorie de la același institut) analizează, în cele 13 capitole, principalele probleme legate de obținerea și folosirea amestecurilor fluide necesare pentru executarea formelor de turnare.

Conținutul lucrării este grupat în următoarele capitole *Cap. I* — Clasificarea amestecurilor fluide (A.F.) ; *Cap. II* — Substanțe activ superficiale ; *Cap. III* — Nisipuri și lianți folosiți pentru obținerea A.F. ; *Cap. IV* — Curgerea (fluidificarea) amestecurilor ; *Cap. V* — Întărirea A.F. Cap. *VI* Permeabilitatea A.F ; Cap. *VII* — Aderența față de model a A.F. ; *Cap. VIII* — Dezbaterea A.F. ; Cap. *IX* — Amestecuri fluide cu cristalohidrați ; *Cap. X* — Amestecuri fluide cu leșie leulfitică ; *Cap. XI* - Amestecuri fluide cu rășini sintetice ; *Cap. XII* — Utilaje pentru prepararea A.F- ; *Cap. XII.* Modul de executare a formelor și miezurilor din A.F.

Lucrarea prezintă următoarele particularități : aparatura necesară pentru determinarea unor proprietăți ale amestecurilor, pentru faza de laborator (unele aparate construite în cadrul catedrei) ; explicarea mecanismului de fluidificare a acestor amestecuri ; numărul mare de date experimentale care a creat posibilitatea aplicării amestecurilor fluide în U.R.S.S. și în alte țări (procedeul a fost pentru prisma dată elaborat în U.R.S.S.).

Lucrarea se alătură astfel celorlalte monografii apărute în acest domeniu.

Pentru specialiștii din domeniul producției de piese turnate care doresc să studieze si să implementeze în producție această tehnologie, lucrarea este de o deosebită importanță.

Ing. Simion Cocola

FONTA CU GRAFIT NODULAR LA 40 DE ANI DE EXISTENȚĂ

În 1987 se împlinesc 40 de ani de la aplicarea primului brevet de fabricare a fontei cu grafit nodular (Fgn), un material cu caracteristici deosebite, deschizîndu-se astfel calea obținerii unor performanțe remarcabile pentru fonta turnată în piese.

Cu 40 de ani în urmă, în 1947, în Anglia, Morrogh Meanwhile și Wiliams au obținut noduli de grafit prin adaosuri de Mg sau Ce în aliaje din sistemele Ni—C și Fe—Ni—C, precum și prin modificarea cu ceriu a fontelor cenușii (Fe—C—Si) hipereutectice. Cu un an mai tîrziu, în 1948, în S.U.A, Millis și Gagnebin de la firma International Nickel Company au anunțat o tehnologie de obținere a fontei cu grafit nodular prin modificarea cu Mg a fontelor cu conținut scăzut de sulf (sub 0,015% S).

În aceeași perioadă, în U. R. S. S., **colectivul** condus de profesorul B. S. Milman a inițiat producerea fontelor cu grafit nodular.

Cele patru decenii care au trecut de la aceste evenimente au demonstrat atît marile perspective ale noului material apărut, cît și existența unui complex de condiții de fabricație specifice, neîndeplinirea lor nepermițînd o producție controlată, reproductibilă a acestor fonte.

În R. S. R., preocupări în direcția obținerii fontei cu grafit nodular s-au manifestat încă din primii ani de existență (1949—1950), situînd-o printre primii producători din lume ai noului tip de fontă.

Experiența celor patru decenii de fabricație a fontei cu grafit nodular a evidențiat cîteva elemente distincte ale tehnologiei de obținere a acestei fonte :

— Magneziul continuă să rămînă elementul modificator principal, pentru nodulizarea grafitului fiind necesare conținuturi remanente de 0,04—0,08% Mg. Conținuturi mai scăzute favorizează apariția grafitului vermicular, în timp ce la cantități excesive apar forme de grafit explodat și degenerat, în ambele cazuri cu efect negativ asupra proprietăților fontelor.

— Un număr mare de elemente, cum ar fi Ti, Al, Sn, Sb, As, Pb, Bi etc. au acțiune antinodulizantă în fontele modificate cu Mg, determinînd micșorarea gradului de compactitate a nodulilor de grafit sau chiar degenerarea acestora, cu efect negativ asupra proprietăților și în special asupra tenacității și plasticității. Din aceste motive, aceste elemente se limitează la valori care de regulă sînt maxime.

Elementele din grupa pămînturilor rare (Ce, La, Pd, Nd etc.) nu asigură singure obținerea grafitului nodular de compactitate maximă, dar au capacitatea de a diminua sau chiar de a anihila acțiunea negativă a elementelor antinodulizante. Din această cauză, se recomandă utilizarea, la modificarea fontei, a unor combinații Mg- pămînturi rare (PR), cantități mici din grupa celor din urmă (sub 0,05%) permițînd obținerea unor fonte cu grad mare de compactitate a grafitului, chiar și în cazul unor fonte de bază cu un potențial antinodulizant mai ridicat.

În ceea ce privește tehnologia de modificare, se remarcă mai multe tendințe : revenirea la utilizarea magneziului metalic, dar la un grad ridicat de asimilare (min. 50%) și în condiții bune de protecție a muncii ; perfecționarea tehnologiilor de modificare în oala cu buzunar, căpătînd o largă extindere oalele acoperite cu bazin (procedeul Tundish Cover) ; creșterea în continuare a gradului de utilizare a modificării în formă (procedeul Inmold) ; adoptarea unor sisteme de modificare în flux continuu („in line"), ca de exemplu Imconod.

Postmodificarea, respectiv modificarea grafitizantă a acestor fonte este tot mai mult utilizată pentru controlul apariției carburilor în structură, în prezent obținîndu-se direct din turnare piese cu grosimea de 2—3 mm fără cementită.

Este în continuă extindere postmodificarea în formă („late inoculation"), în special cu pastile modificatoare amplasate în bazin (0,05—0,2% din fonta modificată), asigurîndu-se în acest mod o finisare deosebită a structurii.

În ceea ce privește încărcătura metalică, se utilizează de regulă Fgn recirculată, sortimente controlate de fier vechi și eventual și unele sortimente de fontă brută sau veche, dar numai de compoziție corespunzătoare.

Se remarcă preocuparea pentru realizarea încărcăturii ieftine, dar din materiale cu compoziție cunoscută și controlată, condiția de bază în fabricația Fgn ($S \leqslant 0{,}02\%$) fiind asigurată printr-un proces eficient de desulfurare, de regulă în oală.

Realizarea acestei desulfurări avansate, în afara agregatului de elaborare, face ca în producția de Fgn să se utilizeze pe scară largă cubiloul.

O problemă foarte importantă, căreia i se acordă o **atenție** deosebită, o constituie controlul calității fontei, al **compoziției chimice** (prin mijloace rapide), al procesului de **solidificare** (în special prin curbe de răcire) și al compactității grafitului (modulimetre).

O poziție distinctă în marea familie a Fgn o constituie fonta cu masă metalică bainitică realizată prin călire izotermă, la un grad redus de aliere Ni—Mo, o astfel de fontă realizînd o îmbinare fericită a rezistenței (peste 1 200 N/mm^2), plasticității și tenacității ($A > 5\%$) precum și a rezistenței la uzare.

Împlinirea a 40 de ani de producție a fontei cu grafit nodular constituie un motiv de meditație, retrospectivă și prognoză pentru industria de piese turnate din multe țări ale lumii.

Pornind de la aprecierea că dezvoltarea în continuare a producției de Fgn depinde de capacitatea turnătoriilor de a produce piese de înaltă calitate, competitive din punctul de vedere al costului de producție, în Anglia, țara de origine a acestui material, a fost organizată de către British Cast Iron Research Association (BCIRA) o Conferință internațională cu titlul „Fgn la 40 de ani"(7—9 aprilie 86).

Scopul principal al acestei prestigioase manifestări internaționale îl costituie analiza tehnologiilor actuale de fabricație a Fgn, precum și perspectiva acestor tehnologii, pe baza experienței din mai multe țări ale lumii, mari producătoare de acest material.

În cadrul primei secțiuni a conferinței au fost dezbătute probleme privind producerea unor piese de calitate din Fgn :

— Alegerea și evoluția structurii fontelor (R. Barton-Anglia)

— Experiența utilizării în turnătoriile producătoare deFgn a metodelor filtrării topiturii (W. Simmons, G. Trinkel-R. F. G.)

— Utilizarea analizei termice la controlul Fgn (W. Knothe, —R.F.G.)

— Viitorul prospectării pentru garantarea structurii pieselor (B. Diot, — Franța)

— Rolul analizei automate (NDE) în garantarea calității pieselor (Fuller, A. G. Brook, C., Anglia).

Cea de-a doua secțiune este consacrată unor noi tehnici de producție :

— Producerea unor piese din Fgn sudabile, prin intermediul unor inserții de oțel introduse în piese la turnarea acestora (Couderc, P, Denechere, G. — Franța).

— Obținerea pieselor din Fgn prin procedeul Policast (Goria, C. A, — Italia).

O secțiune importantă este consacrată tehnicilor de tratare cu magneziu a fontelor :

— Evoluția tehnologiilor de modificare cu Mg a fontelor în America (Heine, H. — S.U.A.).

— Stadiul actual și perspectiva utilizării convertizoarelor cu Mg (Henyc, I. — Elveția).

— Utilizarea metodei Flotret la producerea pieselor mari (Steel, R. — Anglia)

— Un sistem modern integrat pentru tratarea fontei și turnare automată (C. J. Van, Ettinger, Covnig, B. V., J. G. Piscaer, G. W. J. Jurriens — Olanda).

— Înlocuirea procedeului „Tundish Cover" cu procedeul cu clopot (Smith, D. — Anglia).

— Dezvoltarea producției de Fgn utilizînd oale cu grafit glisante (închise), cu ajutorul supapelor acționate prin injecție (Stamp, D. W., Kennedy, J., Gonnacher, D. — Anglia).

— Aplicarea procedeului Imconod la producția de serie mare a Fgn (Rigby, P. I. — Anglia).

— Utilizarea procedeului Inmold în Iugoslavia (I. Piedojev — Iugoslavia).

Postmodificarea și menținerea fontelor modificate pînă la turnare abordează o serie de probleme de eficiență:

— Experiența utilizării postmodificării în formă la producerea pieselor cu pereți subțiri din Fgn și Fgv (Dobbener, R., Kuepper, A., Best, K. J. — R. F. G.)

— Utilizarea unui sistem de postmodificare a fontei în jet (Baldering, H., Teylor, K.C. — R.F.G.).

— Rezolvarea problemei menținerii Fgn în stare lichidă (Karlsson, K. O. — Suedia).

Utilizarea Fgn ca înlocuitor al altor materiale abordează:

— Extinderea utilizării Fgn la piesele foarte subțiri (Fargues, J., Reynaud., A., Parent-Simonin, S. — Franța).

— De la Fm la Fgn în stare feritică direct din turnare (Zahang Xiao-Ying, Gao Shou-En, Fan Hui-Qing-China)

— Eficiența înlocuirii oțelului cu Fgn (Morrison, J. — Anglia).

Pentru proiectarea sistemului de alimentare și maselotare se propune utilizarea calculatorului:

— Utilizarea proiectării asistate de calculator în producția Fgn (Corbett, C.F., Flender, E. — R.F.G.)

Caracteristicile cu totul deosebite ale fontei cu grafit nodular bainitice sînt ilustrate de lucrările:

— Dezvoltarea producției Fgn bainitice (R., Forrest — Canada).

— Patru ani de experiență în fabricarea Fgn bainitice pentru automobile (K., Hornung — Elveția)

Problemele de perspectivă ale dezvoltării acestui material sînt susținute de mai multe lucrări:

— Dezvoltarea producției de Fgn în viitorul construcției de automobile (F., Mahnig — Elveția).

— O mică turnătorie a optat pentru Fgn (G., W., Parkes — Anglia)

— Fgn — în retrospectivă și viitor (H., Morrogh., Anglia)

Simpla trecere în revistă a titlurilor acestor lucrări evidențiază preocupările actuale și viitoare în domeniul Fgn, permițînd să se întrevadă și preocupările principale ale celor mai mari producători de acest material.

Și în R. S. R., în ultimii ani au fost depuse eforturi remarcabile îndreptate în mai multe direcții, problemele privind fabricația și utilizarea Fgn constituind obiectul mai multor consfătuiri ale Comisiei de Turnătorie-CNIT. Astfel, la Vlăhița (1984) și Galați (1985) au fost dezbătute probleme privind fabricația fontelor de înaltă puritate (FIP), utilizate în producerea Fgn, iar la Brașov (1985), București., (1985), Zalău (1986) și Cîmpina (1986), probleme privind înlocuirea oțelului cu Fgn și producerea acestui material.

Ca urmare a acestor preocupări, au fost realizate mai multe probleme:

— Au fost revăzute tehnologiile de fabricare a modificatorilor, în prezent I. M. Vaslui putînd livra întreaga gamă de modificatori prevăzută în STAS 11240—79, respectiv a celor pentru compactizarea grafitului (tip Nodulin) și pentru postmodificare (tip Modifin). Continuă preocupările pentru îmbunătățirea tehnologiilor de fabricare a modificatorilor.

— Au fost stabilite de către ICSITPSCM tehnologii de obținere directă a Fgn, numai din fier vechi (fonte sintetice) sau din fier vechi — materiale recirculate — fonte, deci fără FIP sau cu proporții scăzute ale acestui material scump în încărcătură, aceasta contribuind în mare măsură la reducerea costului de fabricație. Ultima consfătuire CNIT (Cîmpina 27—noiembrie 1986) a fost edificatoare în acest sens, participanții asistînd la o asemenea tehnologie. Consumul cumulat de energie scade în cazul fontei sintetice cu peste 1 000 kWh/t.

— A fost extinsă gama de utilizare a Fgn, centralele industriale și întreprinderile primind sarcini concrete în această direcție. Concomitent, au fost depuse eforturi pentru stabilirea nomenclatorului de piese ce pot fi turnate din acest material, lucrarea realizată în acest sens de către ICSIT. PSCM fiind de un real folos în principal proiectanților.

— Au fost perfecționate procedeele de modificare a fontei. Astfel, se remarcă asimilarea în țară a utilizării oalei de modificare cu buzunar, acoperită cu bazin (procedeul Tundish Cover).

Realizată în 1984 ca urmare a unei colaborări IPB-I. Unio Satu Mare și prezentată la Consfătuirile CNIT de la Satu Mare (mai 1984) și Alba Iulia (martie 1986), precum și la a 9-a Conferință Națională de Turnătorie de la Cluj-Napoca (mai 1985), această tehnologie a fost extinsă și la F.U.P.S.I.-Ch. Focșani, Întreprinderea 23 August București, I. M. Vaslui, I. R. Ploiești, C. S. V. Călan, I. M. Constanța, I.M. Rîmnicu Sărat etc. Reducînd gradul de poluare și al violenței modificării cu peste 80%, consumurile de modificator cu 10—30%, pierderile de temperatură la modificare (acestea fiind de max. 50°C), această tehnologie are toate respectivele pentru extindere. Există în exploatare oale cu capacitatea de 0,5; 1,0; 1, 5 t precum și de 5, 10 și 15 t fonte.

Concomitent, se extinde modificarea în formă, cu reale avantaje în fabricația Fgn.

Consfătuirea CNIT de la Reșița (1985) a demonstrat multiplele avantaje ale postmodificării fontei, cu utilizarea unor pastile modificatoare amplasate în bazinul formei. Experiența a fost preluată și de către I. M. Alba Iulia. În prezent, la I. M. Vaslui se află în pregătire fabricația acestor pastile.

Se apreciază că în prezent sînt create condițiile necesare pentru extinderea fabricației și utilizării acestui material, care trebuie să ocupe, cît mai repede posibil, locul ce i se cuvine.

Prof. dr. ing. *L. Sofroni* — Președintele Comisiei Naționale de Turnătorie — CNIT.

Dr. ing. *I. Riposan* — Responsabilul secției FONTE

1987 JUL 9

E 3280

METALURGIA

3

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXVIII • NR. 3 • MARTIE 1987

ÎNTREPRINDEREA-ANTREPRIZĂ DE CONSTRUCȚII MONTAJE METALURGICE ȘI REPARAȚII

Tîrgoviște

Str. Laminorului nr. 5
telex: 17268 - I.C.M.M. Dîmbovița
cod: 0200
Tîrgoviște, jud. Dîmbovița

Execută lucrări de construcții-montaj pentru:

- combinate siderurgice
- fabrici de produse refractare
- întreprinderi de prelucrări metalurgice
- fabrici de produse cărbunoase
- întreprinderi de extragere și prelucrare a aluminiului, precum și reparații capitale de agregate siderurgice și din industria aluminiului

METALURGIA

Anul 39 Nr. 3 martie 1987

CUPRINS

Vacu Silvia, Rusu, E., Nicolae Maria, Boiangiu, C. și Ancuț, R.: **Cercetări privind stabilirea parametrilor optimi ai zgurelor de la elaborarea ferocromului carburat** 105

Georgescu, A., Năsui, V. și Duțu, Gh.: **Contribuții la dezvoltarea tribotehnicii în metalurgie** 109

Pîrvu, Gh., Gherghișor, G. și Ionescu, Florentina: **Metodă pentru prognozarea calității benzii laminate la cald din oțel silicios cu grăunți orientați.** 111

Dumitrescu, A. T. și Roșu, I.: **Determinarea parametrilor termocinematici și a cuplului de laminare în cazul laminării la cald a benzilor. Calculul mărimilor cinematice care intervin la laminarea benzilor** 113

Varga, B. și Varga, I.: **Structura lingourilor de aluminiu turnate semicontinuu** 119

Ștefănescu, Fl., Bratu, C., Sofroni, L. și Badea, Fl.: **Cercetări privind dirijarea solidificării aliajelor turnate și reducerea consumului de aliaj lichid pentru maselote prin folosirea materialelor termoizolante** 122

Ienciu, M., Moldovan, P., Cristea, Lidia și Popescu, Gabriela: **Cercetări privind elaborarea și caracteristicile cuprului microaliat cu crom și zirconiu-material special destinat tehnicii de vîrf** 127

Oprea, Fl. și Pop, T. Gh.: **Considerații privind alierea superficială a pieselor turnate din oțel** . . . 130

Buzilă, S.: **Considerații asupra regenerării amestecurilor de formare prin frecare umedă (Lucrare de sinteză).** 132

Szöcs, Ecaterina: **Dozarea și controlul amestecului pe bază de silicat de sodiu și argilă** 137

Chircă, D., Suciu, Valerica și Suciu, M. V.: **Cercetări privind efectul încălzirii de scurtă durată după tratamentul termic de punere în soluție asupra proprietăților mecanice și electrice ale aliajelor AlMgSi deformate plastic la rece și îmbătrînite artificial.** . 139

Vlaicu, Gh.: **Studiul prin spectroscopie de reflexie al amestecurilor de pulberi opace.** 142

DOCUMENTARE 118

REVISTA REVISTELOR 118, 121, 141

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULAMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se l
ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P. O. Bo
136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3

Președintele colegiului de redacție: prof. dr. ing. L. SOFRON

Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Me
talurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehni
cienilor din Republica Socialistă România — Redacția ș
administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1
Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D
Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de vi
rament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI -
Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament
lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Între
prinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—2
București

I.P. „Informația" — c. 2827

CONTENTS

DC: 669.169

Vacu, Silvia: **Researches on the determination of the optimum slag parameter in the carburized ferrochrome**

In order to determine the optimum parameters for a high chrome reduction degree, under the conditions of a low carburizing degree and a reasonable power rate, an important factor stands for the slag properties wich determine the reduction degree of necessary materials on one hand and the quality of the ferroalloy wich can be obtained, on the other hand.

The maitenance of constant slag characteristics must be ensured by a permanent control of the ore composition and by the load adjustment from the point of view of quartzite and bauxite addition and coke rate.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 105—108

DC : 531.43 : 966

Georgescu, A., Năsui, V. and *Dufu, Gh.* : **Contributions to the developement of the tribotechnique in the iron and steel industry**

The paper presents the different ways of obtaining grease and lubricants, carried out at Galați steelworks ; the results obtained have pointed out that their manufacturing can lead to the upgarding of Romanian raw materials and to the increase of casting and facility reliability.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 109—110

DC : 621.77.016.2 : 669.14—418

Pîrvu, Gh., Gherghișor, G. and *Ionescu, F.* : **Method for forseeing the quality of thee rolled strips made of oriented grain silicoous steel**

The forseeing method presented in this article may be applied in a cold industrial processing flow for scheduling strips of different qualities. The method offers an efficient way of technologial decision concerning the reasons which determine a certain quality for finished product as well as a laboratory research system.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 111—112

DC : 621.77.016.2

Dumitrescu, A. T. and *Roșu, I.* : **The determination of thermokinetics parameters and of the rolling couple in the case of hot stip rolling process. The calculation of kinetic values which occur at strip rolling**

The paper presents a hot rolling model for nonferrous stript steels and alloys. Elastic deformations are neglected as compared to the plastic ones, the behaviour of the rolled material being considered of a rigid — viscoplastic type.

The de'ermina'ion of the kinetic parameters of the process is made on the basis of an acceptable speed field and of annular current lines, while the determination of the rolling couple is made on the basis of a balance equa'ion of consumed powers.

The model allows for the de'ermina'ion of kine'ic (ε, $\dot{\varepsilon}$, V_r, V_z) and tempera'ure parameters in the deforma'ion area and for the s'udy of the influence of these parame'ers on the rolling couple.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 113—118

DC : 621.746—412

Varga, B. and *Varga, I.* : **The structure of semicontinuously cast aluminium ingots**

The authors analyse the structure of semicontinuously cast ingots. The texture of ingots may be considered on the basis of the curve of the solidification front. The authors analyse the conditions necessary for forming fan-type crystals which influence negatively the mechanical and technological properties of cast semifinished products.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 119—121

DC : 621.747 :669.018.28

Ștefănescu, Fl., Bratu, C., Sofroni, L. and *Badea, Fl:* **Researches on the control of cast alloy solidification and the reduction of liquid alloy for risers by the use of thermoisolating materials**

The paper includes a theoretical and experimental study on the use of thermoisolating layers for risers. The authors establish thermally isolated sand formulas, analysed from the point of view of the effects during alloy solidification, leading to the possibilities of applying these materials in the casting production. Furthermore, the authors present the economic advantages obtained by the thermal isolation of risers.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 122—126

DC : 669.38 : 669.26

Ienciu, M., Moldovan, P., Crislea, Lidia and *Popescu, Gabriela* : **Researches on the manufacturing and the characteristics of chrome and zirconium microalloyed copper**

The paper deals with the researches on the determination of the optimun conditilons of the manufacturing chrome and zirconium microalloyed copper with a view to obtaining high physico-mechanical properties, as well as adequate electrical characteristics for the use of the materials obtained in the electrotechnical industry.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 127—129

DC : 621.746.01

Oprea, Fl. and *Pop, T. Gh.* : **Considerations on the superficial alloying of steel castings**

By laboratory studies of superficial layer, the author determines the metalloceramic structure and the chemical compostion.

Furthermore, the author studies the physical and technological properties of the superficial layer and the correlation between the technological parameters and these properties.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 130—131

DC : 621.742.4

Buzilă, S. : **Considerations on the regeneration of foundry sand by wet friction**

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 132—136

DC : 621.746.01

Szőcs, E. : **The dosing and the control of clay and sodium silicate mixture**

The mixture characteristics largely depend on the clay content for the same content of sodium silicate. The author recommends to operate without water addition in the casting process of steel castings, with a content of 6% silicate and 3—4% clay.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 137—138

DC : 621.785.539.374

Chircă, D., Suciu, Valerica şi *Suciu, M. V.* : **Researches on the effect of short-term heating of the treatment in solution on electrical and mechanical properties of cold plastic deformed and artificially aged AlMgSi alloys**

The paper presents the results of the researches carried out with a view to developing a new technology able to ensure the mechanical and electrical properties of AlMgSi alloys, by including a short term heating within the processing cycle. Finally, the authors consider the possibilities of applying this new technology.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3,p. 139—141

DC : 621.762 : 543.42

Vlaicu, Gh : **The study of reflexion spectroscopy of opaque powder mix**

The paper presents a method of analysing the oxide content of the type Cr_2O_3 and NiO_2 made of powders. The physical value experimentally obtained is reflective, by using an automatic spectrophotometer Cary 118 C. The method may be applied to other types of oxides, the condition being related to the preparation of the sample and to the initial tests.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 142—144

INHALT

DK: 669.168

Vacu, Silvia: **Erforschungen betreffend der Festlegung der optimalen Einflussgrössen der, von der Herstellung des gekohlten Ferrochroms, herkommenden Schlacken**

Ein wichtiger Faktor der Festlegung der optimalen Einflussgrössen und der Erhaltung eines sehr hohen Reduktionsgrades des Chroms, bedingt von einem kleinem Aufkohlungsgrad und von einem rationellen Energieverbrauch, sind die Eigenschaften der Schlacken, die einerseits den Reduktionsgrad der nützlichen Stoffe und andererseits die erhaltene Ferrolegierungsqualität bestimmen.

Die Bewahrung der konstanten Schlackeneigenschaften wird durch die Dauerüberwachung der Zusammensetzung des Erzes und durch die Verbesserung der Beschickung, was die Quarzit-und Bauxitzugaben und den Koksverbrauch, betrifft gesichert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 105—108

DK: 531.43 : 669

Georgescu, A., Năsui, V. und *Dufu, Gh.*: **Beiträge zur Entwicklung der Tribotechnik in der Metallurgie**

In der vorliegenden Arbeit werden die für die Erhaltung einiger Fette und Schmiermitteln ausgeführten Versuche dargestellt.

Aus den erhaltenen Ergebnissen ging hervor, dass deren Herstellung die maximale Verwertung der inländischen Rohstoffe und die Erhöhung des Werkstück-und Gerätewiderstandes ermöglicht.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 109—110

DK : 621.77.016.2 : 669.14—418

Pîrvu, Gh., Gherghişor, G. und *Ionescu, F.* : **Verfahren für die Prognosierung der Qualität der aus kieselsäurehaltigen kornorientiertem Stahl hergestellten Warmband**

Das in der vorliegenden Arbeit beschriebene Prognosierungsverfahren kann betrieblich während dem Kaltwalzprozess für die Programmierung von verschiedenen Bandqualitäten angewendet werden.

Das Verfahren ist eine wirksame und verfahrenstechnische Bestimmungsmethode der Ursachen, die eine gewisse Endproduktqualität und einen Laborforschungssystem bewirken.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 111—112

DK : 621.77.016.2

Dumitrescu, A. T. und *Roşu, I*: **Bestimmung der thermokinematischen Parameter und des Walzmoments im Falle des Bandwarmwalzens**

In der vorliegenden Arbeit wird ein Modell für das Warmwalzen der aus Nichteisen-Legierungen—und Stähle hergestellten Bändern dargestellt. Die elastischen Formänderungen wurden, im Vergleich zu den plastischen Formänderungen, vernachlässigt, weil das Verhalten des Walzgutes als steif und zähplastisch betrachtet ist.

Die Bestimmung der kinematischen Prozessparameter wird aufgrund eines zulässigen kinematischen Geschwindigkeitsfeldes und einiger kreisförmigen Stromlinien erzielt und die Bestimmung des Walzmoments wird aufgrund einer Bilanzgleichung der verbrauchten Leistung ausgeführt. Das Modell erlaubt nicht nur die Bestimmung der (ε, $\dot{\varepsilon}$, V_x, V_2) — kinematischen-und Temperaturparameter aus der Verformungszone sondern auch die Erforschung des Einflusses derselben Parameter auf den Walzmoment.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 113—118

DK : 621.746—412

Varga, B. und *Varga, I.*: **Aufbau der stranggegossenen Aluminiumblöcke**

In der Arbeit wird der Aufbau von halbkontinuierlich gegossenen Blöcken analysiert. Die Textur der betreffenden Blöcke kann aufgrund der Erstarrungsfrontkurve beurteilt werden. Es wird auf die Bildungsbedingungen der Fächertyp-Kristalle, welche negativ die verfahrenstechnischen und mechanischen Eigenschaften der gegossenen Halbzeugen beeinflussen, hingewiesen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 119—121

DK: 621.747: 669.018.28

Ştefănescu, Fl., Bratu, C., Sofroni, L. und *Badea, Fl.*: **Erforschungen betreffend der Steuerung der Erstarrung der Gusslegierungen und der Verminderung des Verbrauchs von flüssigen Legierungen für Giessköpfe, durch den Einsatz von Wärmeisoliermitteln**

Die Arbeit deutet auf einen theoretischen und experimentellen Studium, was den Einsatz der wärmeisolierenden Hüllungen für Giessköpfe betrifft, hin. Es werden einige wärmeisolierende Gemischrezepte, die aus dem Gesichtspunkt ihrer Einwirkung auf die Legierungserstarrung analysiert werden, festgesetzt, indem die Anwendungsmöglichkeiten dieser Mitteln bei der Gussstückherstellung resultieren. Es werden gleichfalls die wirtschaftlichen Vorteile, die durch die Wärmeisolierung der Giessköpfe erhalten werden, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 122—126

DK : 669.38 : 669.26

Ienciu, M., Moldovan, P., Cristea, Lidia und *Popescu, Gabriela*: **Untersuchungen betreffend der Herstellung und den Eigenschaften des mit Chrom und Zirkonium mikrolegierten Kupfers**

Die Arbeit behandelt einige Untersuchungen hinsichtlich der Festlegung der optimalen Herstellungsbedingungen mit Cr — und Zr — mikrolegierten Kupfers, zwecks der Erhaltung einiger ausgezeichneten physikalisch-mechanischen Eigenschaften, wie auch der für den Einsatz der hergestellten Werkstoffe in der elektrotechnischen Industrie angemessenen elektrischen Eigenschaften.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 127—129

DK : 621.746.01

Oprea, Fl. und Pop, T. Gh. : **Einige Betrachtungen was betrifft das Oberflächenlegieren der Stahlgussstücke**

Anhand von Laborversuchen betreffs der Oberflächenschicht wurden das metallkeramische Gefüge und die chemische Zusammensetzung bestimmt.

Es wurden gleichfalls die physikalischen und verfahrenstechnischen Eigenschaften der Oberflächenschicht, wie auch die Wechselbeziehung zwischen den verfahrenstechnischen Parameter und der o.g. Eigenschaften untersucht.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 130–131

DK : 621.742.4

Buzilă, S. : **Betrachtungen hinsichtlich der Formmassenregenerierung, durch Kühlreibung**

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 132–136

DK : 621.746.01

Szöcs, Ecaterina : **Dosierung und Kontrolle des Natriumsilikat-und Tongemisches**

Die Kenngrössen des Gemisches sind in hohem Masse vom Toninhalt, im Falle desselben Natriumsilikatinhaltes, abhängig. Beim Giessen von Stahlgussstücken mit einem 6%-igen Natrium-und einem 3–4%–igen Toninhal', ohne Wasserzusatz, wird empfohlen, ohne Wasserzusatz vorzugehen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 137–138

DK : 621.785 :539.374

Chircă, D., Suciu, Valerica und *Suciu, M. V.* : **Erforschungen betreffend die Wirkung der Kurzdauererwärmung auf den mechanischen und elektrischen Eigenschaften der kaltverformten und künstlich veralteten Al Mg Si-Legierungen, nach der für die Lösungseinstellung vorgesehene Wärmebehandlung**

In der vorliegenden Arbeit weden die Forschungsergebnisse, zwecks der Erzielung einer neuen Technologie für die Erhaltung einer komplexen Zusammenstellung von mechanischen und elektrischen Eigenschaften der Al Mg Si-Legierungen, dargestellt. Diese Ergebnisse wurden mit Hilfe der Zwischenschaltung einer Kurzdauererwärmung während eines einzigen Verarbeitungszyklus, erhalten. Am Ende der Arbeit werden einige Schätzungen, was betrifft die praktischen Anwendungsmöglichkeiten dieser neuen Technologie gemacht.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 139–141

DK : 621.762 : 543.42

Vlaicu, Gh. : **Reflexionsmikroskopische Erforschung der lichtundurchlässigen Pulvermischungen**

In der vorliegenden Arbeit wird eine Analysenmethode des Cr_2O_3- und NiO-Oxydeninhalts einiger Pulvern dargestellt. Die experimentell erzielte physikalische Grösse ist reflektierend und wurde mit Hilfe eines automatisierten Cary 118 C Spektralphotometers erreicht. Bedingt von der Probevorbereitung und von den Anfangsuntersuchungen kann das Verfahren auch für andere Oxydarten verwendet werden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 142–144

SOMMAIRE

CD : 669.168

Vacu, Silvia: **Recherches concernant la détermination des paramètres optima des scories provenant de l'élaboration du ferrochrome carburé**

En vue de déterminer les paramètres optima pour l'obtension d'un faible degré de carburation et d'une consommation rationnelle d'énergie électrique, un facteur important est représenté par les propriétés des scories qui déterminent d'une part le degré de réduction des substances utiles et d'autre part la qualité du ferro-alliage obtenu.
Le maintien des caractéristiques constantes des scories doit être assuré par le contrôle continu de la composition du minerai et la correction de la charge du point de vue de l'addition de quartzite et de bauxite et de la consommation de coke.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 105—108

CD : 531.43 : 669

Georgescu, A., Năsui, V. et *Dufu, Gh.* : **Contributions au dévelopement de la tribotechnique dans la métallurgie**

L'article présente les essais effectués afin d'obtenir certains graisses et lubrifiants. Les résultats obtenus ont demontré la possibilité de mise en valeur au maximum des matières premières indigènes et d'augmentation de la fiabilité des pièces et des outillages.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 109—110

CD : 621.77.016.2 : 669.14—418

Pîrvu, Gh., Gherghişor, G. et *Ionescu, F.* : **Méthode pour la prévision de la qualité de la bande laminée à chaud en acier silicieux à grains orientés**

La méthode de prévision présentée peut être appliquée à l'échelle industrielle dans le processus de laminage à froid, pour la programmation des bandes de qualités différentes. Cette méthode représente un moyen efficace de décision technologique concernant les conditions qui déterminent une certaine qualité du produit fini et un système de recherche en laboratoire.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 111—112

CD : 621.77.016.2

Dumitrescu. A. T., Roşu, I. : **La détermination des paramètres thermocinématiques et du couple de laminage lors du laminage à chaud des bandes. Le calcul des valeurs cinématiques qui interviennent dans le processus de laminage de bandes**

On présente un modèle de laminage à chaud des bandes en aciers et en alliages non ferreux. Les déformations élastiques sont négligées par rapport aux déformations plastiques, le comportement du matériel laminé étant considéré rigide-viscoplastique.

Les paramètres cinématiques du processus sont déterminés à partir d'un champ de vitesse admissible du point de vue cinématique et de certaines lignes circulaires de courant. Le couple de laminage est déterminé à partir d'une équation de bilan des puissances consommées.
Le modèle permet la détermination des paramètres cinématiques (ε, $\dot{\varepsilon}$, V_x, V_2) et de la temperature, dans la zone de déformation ainsi que l'étude de l'influence de ces paramètres sur le couple de laminage.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 113—118

CD : 621.746—412

Varga, B. et *Varga, I.* : **La structure des lingots en aluminium coulés en semicontinu**

Les auteurs analysent la structure des lingots coulés en semicontinu. La texture des lingots peut être déterminée à partir de la courbe du front de solidification. On analyse les conditions de formation des cristaux du type éventail qui influencent négativement les propriétés technologiques et mécaniques des demi-produits coulés.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 119—121

CD: 621.747: 669. 018.28

Ştefănescu, Fl., Bratu, C., Sofroni, L. et *Badea, Fl.:* **Recherches concernant le contrôle de la solidification des alliages coulés et la diminution de la consommation d'alliage liquide pour masselottes par l'utilisation des matières thermoisolantes**

L'article c'est une étude théorique et expérimentale concernant l'utilisation des couches thermoisolates pour masselottes. Les auteurs établissent des recettes de melanges thermoisolantes analysées du point de vue des effets sur la solidification des alliages. On détermine les posisibilités d'utiliser ces matières dans la production de pièces coulées On présente également les avantages économiques qui peu vent être obtenus par l'isolation thermique des masselottes

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 122—128

CD : 669.38 :669.26

Ienciu, M., Moldovan, P., Cristea, Lidia, Popescu, Gabriela : **Recherches concernant l'élaboration et les caractéristiques du cuivre microallié au chrome et au zirconium**

L'article présente les recherches concernant la détermination des conditions optima d'élaboration du cuivre microallié au chrome et au zirconium à même d'obtenir des propriétés physiques — mécaniques supérieures de même que les caractéristiques électriques adéquates pour l'utilisation des matières obtenues dans l'industrie électrotechnique.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 127—129

CD : 621.746.01

Oprea, Fl. et *Pop. T. Gh.* : **Considérations concernant l'alliage superficiel des pièces coulées en acier**

La structure métallo-céramique et la composition chimique de la couche superficielle ont été déterminées à l'aide des études effectuées en laboratoire.

On a étudié également les propriétés physiques et technologiques de la couche superficielle, de même que la corrélation entre les paramètres technologiques et ces propriétés.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 130—131

CD : 621.742.4

Buzilă, S. : **Considérations sur la régénération des sables de moulage par le frottement humide**

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 132—136

CD : 621.746.01

Szöcs, Ecaterina : **Le dosage et le contrôle du mélange de silicate de sodium et d'argile**

Les caractéristiques du mélange dépendent en grande mesure de la teneur en argile pour la même teneur en silicate de sodium.

L'auteur récommande que la coulée des pièces en acier ayant une teneur de 6% silicate et 3—4% argile soit effectuée sans addition d'eau.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 137—138

CD : 621.785 : 539.374

Chircă, D., Suciu, Valerica et *Suciu, M. V.* : **Recherches concernant l'effet de chauffage à durée limitée à la suite du traitement thermique de mise en solution sur les propriétés mécaniques et électriques des alliages AlMgSi soumis à la déformation plastique à froid et vieillis artificiellement**

Les auteurs présentent les résultats des recherches effectuées afin de développer une nouvelle technologie à même d'assurere des propriétés mécaniques et électriques adéquates pour les alliages AlMgSi en intercalant un chauffage à durée limitée dans un cycle de traitement.

En conclusion, les auteurs analysent les possibilités d'utiliser cette nouvelle technologie en pratique.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 139—141

CD : 621.762 : 543.42

Vlaicu, Gh. : **L'étude par spectroscopie de reflexion des mélanges de poudres opaques**

L'auteur présente une méthode d'analyse de la teneur en oxydes de Cr_2O_3 et NiO des poudres. On détermine la réflectance, en utilisant un spectromètre automatique Cary 118 c. Cette métode peut être également appliquée pour d'autres types d'oxydes, en tenant compte de la préparation de l'éprouvette et des tests initiaux.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 142—154

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669.168

Ваку, Сильвиа: **Исследования по установлению оптимальных параметров шлаков при производстве науглероженного феррохрома**

При установлении оптимальных параметров для получения высшей степени воссановления хрома при условии низкой степени науглероживания и более рационального расхода электроэнергии главным фактором является свойства шлаков, определяющие с одной стороны степень снижения годных веществ, а с другой стороны качество полученного ферросплава.

Сохранение постоянных характеристик шлаков необходимо обеспечить постоянным контролем состава руды и корректировкой загрузки что касается добавок кварцита и боксита и расхода кокса.

Metalurgia 29 (1987), nr. 3, p. 105—108

ДК: 531.43: 669

Джеорджеску, А., Нэсуй, В. и *Дуцу, Г.:* **Вклад в развитие триботехники в металлургии**

В статье представлены испытания по получению смазок на Металлургическом комбинате Галац. Полученные результаты показали, что их изготовление предоставляет возможность использования на максимум местного сырья и повышения надежности изделий и оборудования.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 109—110

ДК: 621.77.016.2: 669.14.418

Пырву, Г., Гергишор, Г. и *Иопеску, Флорентина:* **Метод для прогнозирования качества горячекатанной ленты из кремнистой стали с ориентированными зернами**

Представленный в статье метод прогнозирования может быть применен в промышленном потоке холодной обработки, для программирования ленты различных качеств. Метод предоставляет эффективное средство технологического решения причин, определяющие определенное качество готового изделия и исследовательскую систему в лаборатории.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 111—112

ДК: 621.77.016.2

Думитреску, А. и *Рошу, И.:* **Определение термокинематических параметров и момента прокатки при горячей прокатке лент. Расчет кинематических величин, действующие при прокатке лент**

В этой работе представлена модель горячей прокатки лент из сталей и цветных сплавов. Упругие деформации пренебрегают по сравнению с пластическими, считая поведение прокатанного материала жестко-вязкопластическое.

Определение кинематических параметров процесса осуществляется на основе допустимого кинематического поля скоростей и циркуляционных линий тока, а определение момента прокатки на основе балансового уравнения расходуемых мощностей.

Модель позволяет определение кинематических параметров (ε, $\dot{\varepsilon}$, V_x, V_z) и температуры, в зоне деформации и одновременно изучение влияния этих параметров на момент прокатки.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 113—118

ДК: 621.746-412

Варга, В. и *Варга, И.:* **Структура полунепрерывнолитых слитков алюминия**

Анализируется структура полунепрерывнолитых слитков. Структура слитков устанавливается на основе кривой фронта затвердевания. Анализируются условия образования кристаллов типа веер, отрицательно влияющие на технологические и механические свойства отлитых заготовок.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 119—121

ДК: 621.747: 669.018.28

Штефэнеску, Ф., Брату, К., Софрони, Л. и *Бадеа, Ф.:* **Исследования, касающиеся направления затвердевания литых сплавов и снижение расхода жидкого сплава для прибылей применением термоизоляционных материалов**

Работа содержит теоретическое и экспериментальное исследование в связи с применением термоизоляционных покрытий прибылей. Устанавливаются рецепты теплоизоляционных смесей, анализированных с точки зрения их эффектов при затвердевании сплавов, из этого вытекая возможности применения этих материалов в производстве отливок.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 122—126

ДК: 669.38: 669.26

Иенчю, М., Молдован, П., Кристеа, Лидия и *Попеску, Габриела:* **Исследования относительно выплавки и хакрактеристики меди микролегированной хромом и цирконием**

В работе представлены исследования по установлению оптимальных условий выплавки меди, микролегированной хромом и цирконием для получения повышенных физико-механических свойств, а также и соответствующих электрических характеристик для применения полученных материалов в электротехнической промышленности.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 127—129

ДК: 621.746.01

Опреа, Ф. и *Поп, Т.:* **Соображения относительно поверхностного легирования стальных отливок**

Лабораторными исследованиями поверхностного слоя были определены металлокерамическая структура и химический состав.

Также были изучены физические и технологические свойства поверхностного слоя и соотношение между технологическими параметрами и этими свойствами.

Metalurgia 39 (1987, nr. 3, p. 130–131

ДК: 621.742.4

Бузилэ, С.: **Соображения относительно вклада при регенерировании формовочных смесей влажным трением**

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 132–136

ДК: 621.746.01

Сечь, Е.: **Дозировка и контроль смеси на основе силиката натрия и глины**

Характеристики смеси зависят в большой степени от содержания глины при одинаковом содержании силиката натрия.

Рекомендуется работать без добавки воды при отливке стальных изделий с содержанием 6% силиката и 3–4% глины.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 137–138

ДК: 621.785: 539.374

Кирнэ, Д., Сучю, Валерика и *Сучю, М.:* **Исследования эффекта кратковременного нагрева после термообработки ввода в раствор на механические и электрические свойства сплавов AlMgSi, пластически обработанные в холодном состоянии и искусственно постаревшие**

В работе представлены результаты проведенных исследований в направлении реализации новой технологии, обеспечивающая получение соответствующих механических и электрических свойств сплавов AlMgSi, вставкой кратковременного нагрева в цикл обработки. В итоге проводятся оценки относительно возможности практического применения этой новой технологии.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 139–141

ДК: 621.762: 543.42

Влайну, Г.: **Изучение спектроскопией отражения смесей матовых порошков**

В работе представлен метод анализа содержания окислов типа Cr_2O_3 и NiO порошков. Экспериментально полученная физическая величина является диффузное отражение, применяя автоматический спектрофотометр Cary 118 C. Метод применяется и для других типов окислов; условием является подготовка образцов и начальные тесты.

Metalurgia 39 (1987), nr. 3, p. 142–144

METALURGIA 3
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ȘI AL CONSILIULUI NAȚIONAL AL INGINERILOR ȘI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Prof. dr. ing. Silvia Vacu,
dr. ing. E. Rusu, ing. Maria Nicolae
și ing. Tita Cosor
Institutul politehnic — București,
ing. C. Boiangiu și ing. R. Ancuț
Combinatul metalurgic Tulcea

Cercetări privind stabilirea parametrilor optimi ai zgurelor de la elaborarea ferocromului carburat

CZ: 669.168

Pe măsură ce se extind procedeele de tratare a oțelului în afara cuptorului (AOD, VOD), care permit decarburarea în prezența unui conținut mare de crom, ferocromul carburat capătă o importanță din ce în ce mai mare.

Problemele care apar la elaborarea ferocromului carburat sînt determinate de un complex de factori, cum sînt: caracteristicile fizico-chimice ale minereului de crom, ale ferocromului și ale zgurelor rezultate la elaborarea ferocromului carburat; caracteristicile procesului de reducere a oxizilor de crom cu carbon, în prezența fierului și a celorlalte elemente reduse; granulația încărcăturii și modul de coborîre a acesteia în cuptor, în funcție de procesul de formare a ferocromului și a zgurei; funcționarea cuptorului din punct de vedere termic, caracteristică determinată de conducerea electrică și de procesele fizico-chimice și mecanice din cuptor.

Diversitatea și multitudinea de factori care concură la elaborarea ferocromului carburat, precum și varietatea compoziției chimice a minereurilor de crom necesită stabilirea parametrilor optimi în vederea obținerii unui grad cît mai mare de reducere al cromului, în condițiile unui grad mic de carburare și a unui consum rațional de energie electrică. În acest sens, un factor deosebit de important îl reprezintă proprietățile zgurelor, care determină pe de o parte gradul de reducere a utilului, iar pe de altă parte calitatea feroaliajului obținut (compoziție chimică, puritate etc.).

Dintre proprietățile zgurelor o importanță deosebită pentru procesul tehnologic de elaborare a ferocromului carburat au temperatura de topire, bazicitatea, viscozitatea, tensiunea superficială — proprietăți determinate de compoziția chimică și temperatura de lucru.

Caracteristicile zgurei

În procesul de elaborare a ferocromului carburat, zgurele rezultă din sterilul minereurilor și din cenușa cocsului.

Sterilul minereului fiind constituit în special din MgO și Al_2O_3 cu cantități mici de SiO_2, iar proporția de cocs fiind mică și cu conținut scăzut de cenușă (11—12%), zgurele rezultate au temperaturi mari de topire.

Tabelul 1

Compoziția chimică a minereului de crom

Componentul	Concentrația, %	Temperatura de topire a componentului, °C
Cr_2O_3	36—61	2400
Al_2O_3	6—25	2050
MgO	11—26	2770
SiO_2	4—10	1610
FeO	10—24	1378

Temperatura de topire a zgurei rezultate din cenușa cocsului și din sterilul minereurilor mai des utilizate, de compoziție medie, redată în tabelul 1, este între 1 730 și 1 800°C (fig. 1) [1].

Temperatura de topire a zgurelor este determinată de conținutul de MgO, Al_2O_3 și SiO_2 și de raportul dintre acești componenți. Desigur, nu poate fi exclusă influența celorlalți oxizi,

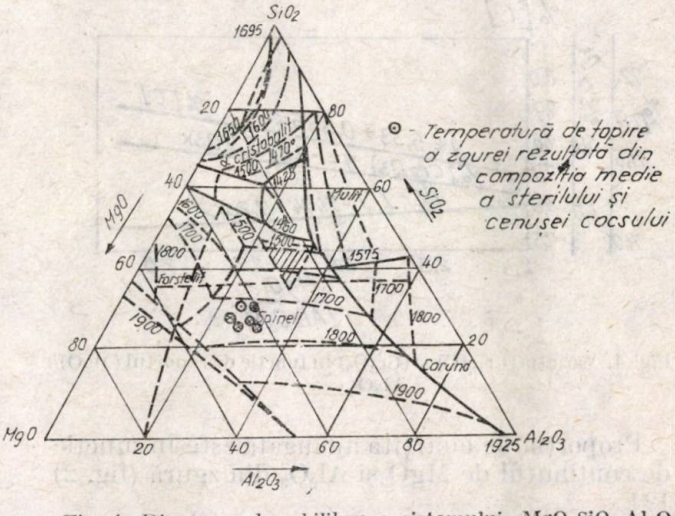


Fig. 1. Diagrama de echilibru a sistemului $MgO\text{-}SiO_2\text{-}Al_2O_3$

chiar dacă ei se găsesc în proporție de 5—10% în zgură.

Pentru micșorarea temperaturii de topire a sterilului minereului se adaugă cuarțită, astfel încît zgura să se găsească în domeniul temperaturilor de topire de 1 600—1 650°C, adică suma: $SiO_2 + MgO + Al_2O_3 = 90 - 95\%$.

Adaosurile urmăresc de asemenea micşorarea viscozităţii zgurei şi obţinerea unui raport de bazicitate care să permită creşterea gradului de recuperare a cromului şi o bună separare a zgurei de feroaliaj în condiţiile unui consum minim de energie electrică.

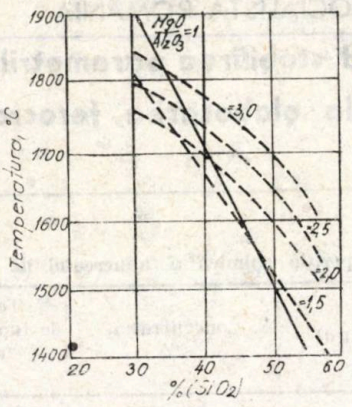


Fig. 2. Influenţa compoziţiei chimice asupra temperaturii de topire a zgurei

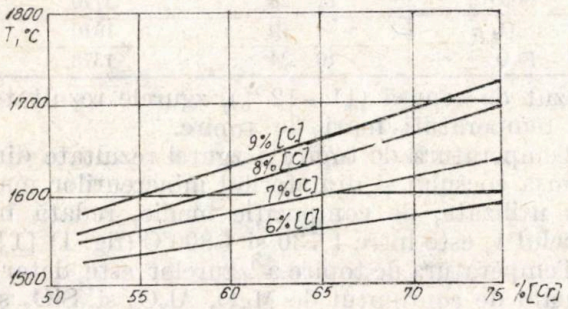


Fig. 3. Influenţa conţinutului de crom asupra temperaturii de topire a ferocromului

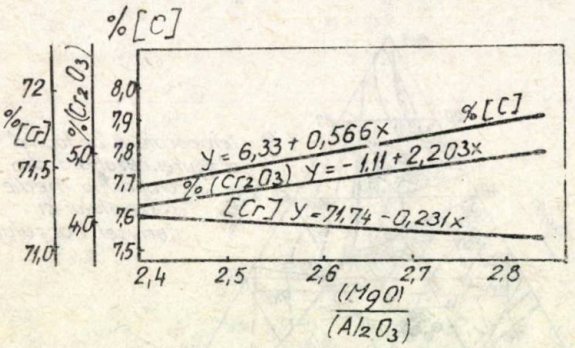
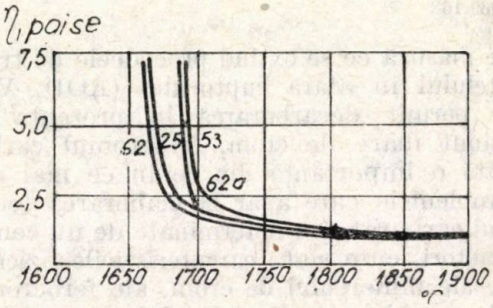


Fig. 4. Variaţia [Cr], [C] şi (Cr_2O_3) în funcţie de raportul (MgO)/Al_2O_3

Proporţia de cuarţită adăugată este în funcţie de conţinutul de MgO şi Al_2O_3 din zgură (fig. 2) [2].

Deoarece zgura de la fabricarea ferocromului carburat trebuie să fie fluidă la temperatura de lucru (cca 1 720°C) stabilită în funcţie de temperatura de topire a ferocromului (fig. 3) [4] şi cu tensiunea superficială mare pentru a se putea separa uşor de feroaliaj, se recomandă următoarele conţinuturi pentru principalii oxizi : 40—50%SiO_2, 20—31% Al_2O_3, 20—30% MgO.

Pentru stabilirea caracteristicilor zgurelor şi a influenţei lor asupra calităţii ferocromului, s-au urmărit şi analizat 235 de şarje, elaborate timp de o lună. O primă observaţie în urma analizării compoziţiei chimice a acestor şarje este aceea că în general zgura nu se încadrează între aceste limite pentru nici unul din constituenţi. Astfel, dacă concentraţia de SiO_2 şi de Al_2O_3 este mai mică (28—36%SiO_2 şi 18—20% Al_2O_3), concentraţia de MgO a fost mult mai mare, majoritatea şarjelor avînd între 30 şi 40% MgO şi un raport MgO : Al_2O_3 = = 1,7—2,1.



	SiO_2	Al_2O_3	MgO	Cr_2O_3	CaO	FeO	S	MgO/Al_2O_3
25	30,92	18,85	44,8	3,00	1,19	0,52	0,32	2,38
62	29,02	19,40	46,7	3,90	1,04	0,58	0,23	2,40
53	30,28	17,73	46,3	4,60	0,82	0,58	0,14	2,61
62a	26,44	20,39	49,0	2,56	1,17	0,39	–	2,40

Fig. 5. Influenţa temperaturii asupra viscozităţii diferitelor zgure

Din studiile făcute [3] asupra comportării zgurelor cu conţinut ridicat de MgO şi SiO_2 şi raport mare între MgO şi Al_2O_3 (2,5—3,5) rezultă o creştere a conţinutului de (Cr_2O_3) în zgură (4—6%) şi a carbonului în feroaliaj (fig. 4). Creşterea conţinutului de carbon din feroaliaj chiar la un conţinut mare de Cr_2O_3 din zgură se explică prin viscozitatea mare a zgurei datorată şi conţinutului mare de MgO. Aceste zgure au viscozităţi acceptabile numai la temperaturi de peste 1 700°C (fig. 5).

Valorile viscozităţii determinate pentru opt şarje alese astfel încît să aibă conţinuturi cît mai variate de (Cr_2O_3) sînt date în tabelul 2.

Din tabel se poate vedea că viscozităţile pentru toate zgurele sînt mari la temperaturi de 1 640—1 650°C şi că sînt influenţate de compoziţia lor chimică(fig. 6).

Se poate deci trage concluzia că viscozitatea creşte odată cu creşterea conţinutului de (Cr_2O_3), (MgO) şi a raportului MgO : Al_2O_3.

Valori mari ale viscozităţii duc la scăderea gradului de trecere a cromului în ferocrom (fig. 7).

În plus, viscozitatea mare atrage după sine şi pierderi mecanice de ferocrom în zgură, mai ales dacă, prin compoziţia ei, zgura are şi tensiune superficială mică.

Tabelul 2

Caracteristicile fizico-chimice ale zgurelor de la elaborarea ferocromului

Nr. şarjei	Cr_2O_3, %	MgO, %	SiO_2, %	Al_2O_3, %	FeO, %	poise	mJ/m²	Temperatura de lucru, °C
11	0,88	35,0	36,28	19,87	0,71	4,65	505	1650
40	6,80	37,0	28,7	20,14	1,61	6,4	539	1640
45	2,53	39,0	32,96	21,67	0,79	5,3	528	1645
52	2,53	35,0	32,38	17,27	1,43	5,7	515	1645
56	1,52	39,0	30,64	20,40	0,71	4,9	512	1650
130	0,37	35,0	36,44	19,13	0,71	5,4	542	1650
185	12,09	35,0	22,48	20,16	3,59	6,9	548	1650
233	0,50	44,0	33,20	15,10	1,25	6,6	538	1650

Fiind însă vorba de zgure acide, tensiunea superficială este direct proporţională cu viscozitatea (fig. 8).

Tensiunea superficială este influenţată de compoziţia chimică a zgurei (fig. 9). Deci, se poate spune că principalii componenţi ai zgurei (Cr_2O_3), (SiO_2) şi raportul MgO: Al_2O_3 duc la creşterea tensiunii superficiale a zgurelor de la elaborarea ferocromului carburat.

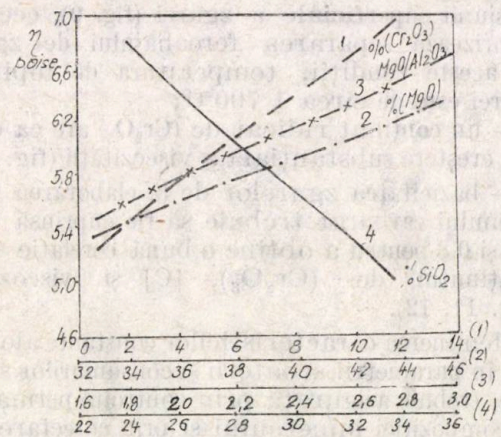


Fig. 6. Influenţa compoziţiei chimice a zgurei asupra viscozităţii

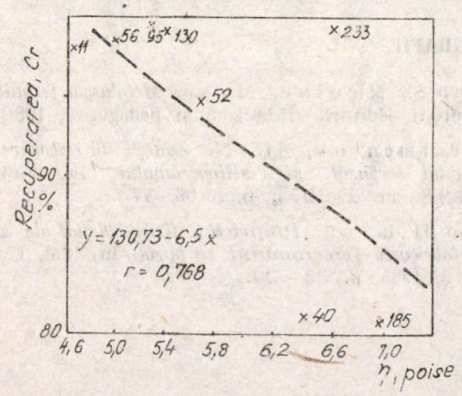


Fig. 7. Influenţa viscozităţii asupra gradului de reducere a cromului

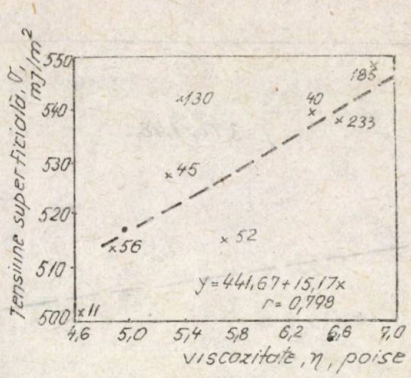


Fig. 8. Relaţia dintre tensiunea superficială şi viscozitatea zgurelor acide

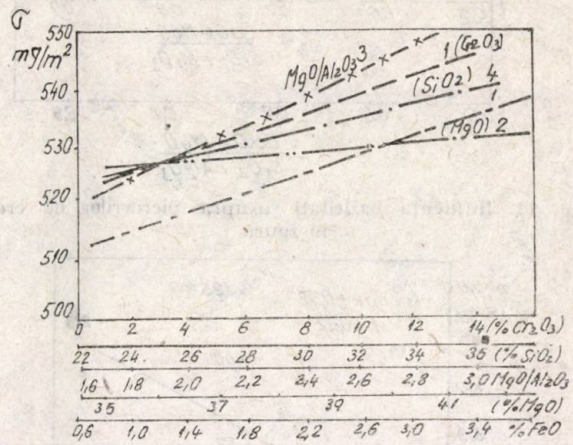


Fig. 9. Influenţa compoziţiei chimice asupra tensiunii superficiale a zgurelor

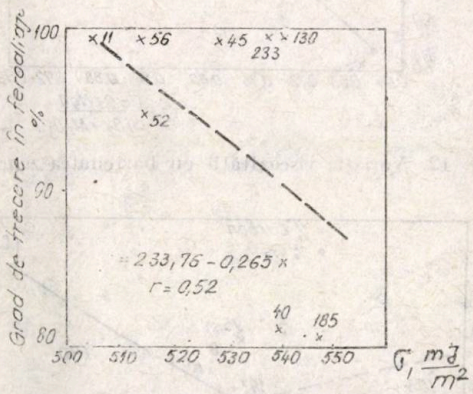


Fig. 10. Influenţa tensiunii superficiale a zgurelor asupra gradului de recuperare a cromului

Din analiza făcută asupra gradului de trecere a cromului în ferocrom rezultă că mărirea tensiunii superficiale are ca efect scăderea acestuia. Deci, la alegerea compoziţiei chimice a zgurelor, trebuie avut în vedere şi acest aspect.

În procesele din cuptor, un rol însemnat are bazicitatea, atît pentru reglarea conţinutului de Cr_2O_3 al zgurei şi viscozităţii acesteia (fig. 11 şi 12), deci implicit asupra gradului de recuperare a cromului, cît şi asupra conţinutului de carbon. Cu cît bazicitatea este mai mare, cu atît conţinutul de (Cr_2O_3) din zgură şi cel de

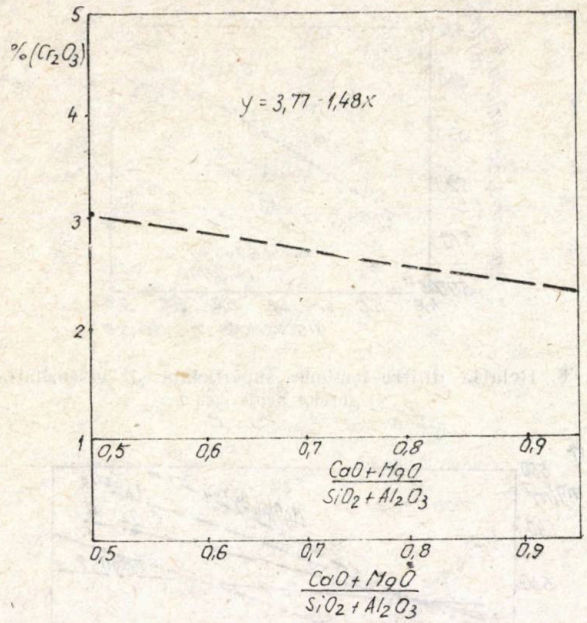


Fig. 11. Influența bazicității asupra pierderilor de crom în zgură

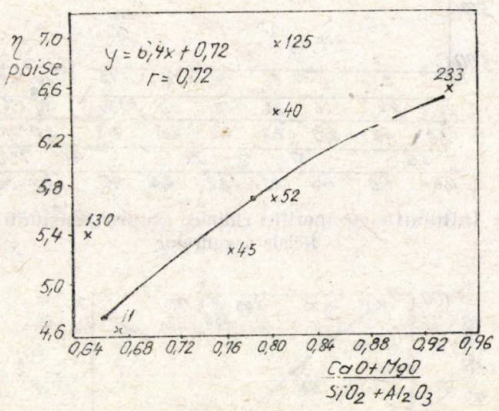


Fig. 12. Variația viscozității cu bazicitatea zgurelor

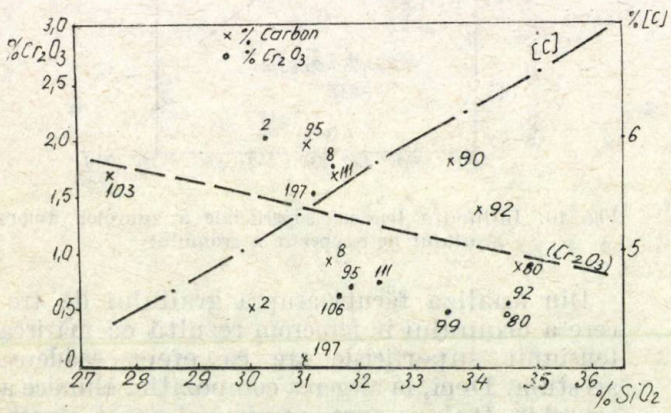


Fig. 13. Corelația dintre pierderile de crom în zgură și conținutul de carbon din ferocrom și adaosurile de silice

[C] din ferocrom este mai mic. Deși la bazicități mai mici (mult SiO_2) se pot obține conținuturi mai mici de Cr_2O_3 în zgură (fig. 13), iar viscozitatea crește odată cu creșterea bazicității; totuși, ca urmare a faptului că procentul de carbon din ferocrom este mare, apare necesitatea de a se lucra cu bazicități mai mici.

Concluzii

Din studiile efectuate pentru stabilirea caracteristicilor zgurelor și a influenței lor asupra calității ferocromului, se pot trage următoarele concluzii :

— zgura este factorul determinant în desfășurarea proceselor, caracteristicile ei chimice constituind principalii parametri care determină proprietățile fizico-chimice ;

— dintre componenții zgurei, principalii oxizi care influențează în mod deosebit desfășurarea proceselor sînt : MgO, Al_2O_3 și SiO_2;

— creșterea conținutului de SiO_2 în zgură are ca efect micșorarea pierderilor de (Cr_2O_3), deci un grad de recuperare a cromului mai mare, în condițiile în care raportul MgO : $Al_2O_3 \leqslant 2$, și creșterea raportului Cr : Si (pentru a nu crește prea mult conținutul de carbon din ferocrom (fig. 13) ; s-au stabilit un conținut optim de (SiO_2) în zgură (de 30—31%), și creșterea tensiunii superficiale a zgurei (fig. 9), ceea ce favorizează separarea feroaliajului de zgură. În aceste condiții, temperatura de topire a zgurei este de circa 1 700°C ;

— un conținut ridicat de (Cr_2O_3) are ca efect și o creștere substanțială a viscozității (fig. 10) ;

— bazicitatea zgurelor de la elaborarea ferocromului carburat trebuie să fie cuprinsă între 0,7 și 0,8 pentru a obține o bună corelație între conținutul de (Cr_2O_3), [C] și viscozitate (fig. 11, 12).

Menținerea caracteristicilor constante ale zgurei, în parametrii scoaterii și consumurilor specifice, trebuie asigurată prin controlul permanent al compoziției minereului și prin corectarea încărcăturii în ceea ce privește adaosul de cuarțită sau de bauxită și consumul de cocs.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vacu S., Nicolae, M., ș.a. *Metalurgia feroaliajelor*. București, Editura didactică și pedagogică, 1980.

[2] Kadarmentov, H., N. *Zgurele la elaborarea ferocromului carburat și silicocromului*. În: Metallurg, U.R.S.S., nr. 2, 1973, pag. 66—77.

[3] Jilo, H., L., ș.a. *Proprietăți fizico-chimice ale zgurelor la fabricarea ferocromului carburat*. În: Stal, U.R.S.S. nr. 3, 1983, p. 35—39.

Dr. ing. A. Georgescu
Ministerul Industriei Metalurgice
ing. V. Năsui și ing. Gh. Duțu
Combinatul siderurgic Galați

Contribuții la dezvoltarea tribotehnicii în metalurgie

CZ. 662.74

Progresul tehnic și apariția unor industrii cu regimuri de lucru puternic intensive au impus găsirea unor lubrifianți adecvați, care să asigure funcționarea utilajelor moderne în condiții severe de lucru. Știința și tehnica ungerii, precum și cea a fabricării lubrifianților de mare performanță nu au ținut pasul întotdeauna cu ritmul dezvoltării și al sofisticării utilajelor industriale.

Unele unsori oferite de industria petrochimică au pompabilitatea excelentă dar posedă o slabă capacitate de lubrifiere. Un exemplu îl constituie unsoarea pentru laminoare. Alte unsori au rezistență la presiuni ridicate, dar nu sînt pompabile, altele nu sînt rezistente la temperaturi înalte și sînt spălate de apă sau abur. Cu alte cuvinte, ele nu prezintă cumulativ toate însușirile cerute de asigurarea unei ungeri corecte a utilajelor. Ca urmare, se întrebuințează uneori unsori necorespunzătoare. De menționat este și faptul că literatura tehnică tratează în mică măsură despre domeniul unsorilor consistente.

În scopul reducerii importului de lubrifianți utilizați în unele întreprinderi, s-au întreprins o serie de cercetări pentru punerea la punct a unor rețete de unsori cu proprietăți superioare.

Pentru rezolvarea problemelor complexe de ungere-frecare-uzură, apărute în practica exploatării utilajelor, precum și pentru îmbunătățirea calității lubrifianților existenți, în marile întreprinderi au fost create centre de tribotehnică industrială.

De asemenea, în diferite publicații de specialitate s-a semnalat că, prin aplicarea rezultatelor cercetărilor și a cunoștințelor de tribologie, pot fi obținute efecte economice anuale considerabile, provenite din prelungirea duratei de funcționare a mașinilor, reducerea întreruperilor neplanificate, a înlocuirilor de piese, din economii de lubrifianți și materiale (în Anglia — 850 mil. lire sterline, în R.F.G.—5 mld. DM; în Italia—1 mld. dolari; în R.D.G.—1 mld. mărci; în R.S.C.—3 mld. coroane; în R.P.U.—11 mld. forinți; în U.R.S.S. — 10—12 mld. ruble pe an).

Centrul de tribotehnică din Combinatul siderurgic Galați colaborează în acest scop cu institutele de învățămînt superior, cu diverse institute de cercetări de specialitate în domeniul lubrifianților din țară, cu centrala PECO—București și cu diverse rafinării petrochimice. Este dotat cu laboratoare pentru controlul lubrifianților și pentru cercetări. Înființat în anul 1979, acest centru, prin măsurile de organizare a ungerii în combinat, prin aplicarea științifică a normelor de lubrifiere a utilajelor, a rezolvat unele probleme tehnice de importanță majoră și a adus economii evaluate la mai multe milioane lei. Dintre problemele tehnice rezolvate se menționează: reducerea sortimentelor de lubrifianți și asimilarea celor din import, instruirea lucrătorilor și a personalului de întreținere, creșterea gradului de recuperare a lubrifianților uzați în vederea regenerării lor, cercetări aplicate de ungere, frecare, uzură, precum și realizarea unor noi sortimente de lubrifianți cu proprietăți superioare.

Realizarea unei unsori impermeabile la apă și rezistente la temperaturi și presiuni mari

Combinatele siderurgice sînt dotate cu utilaje care funcționează la temperaturi și presiuni ridicate, la care lubrifianții își pierd proprietățile de ungere sau sînt degradați. Astfel, există utilaje la care reîmprospătarea unsorii se face la perioade mici, de ordinul minutelor. Se înțelege că, în asemenea condiții, consumurile de lubrifianți și de energie pentru acționarea instalațiilor de ungere și cele de manoperă sînt mari. Toate aceste neajunsuri pot fi eliminate prin folosirea unor lubrifianți semifluizi, care să reziste la temperaturi fluctuante, cuprinse între temperatura mediului ambiant și cca 300°C, fără a-și pierde calitățile de ungere.

În acest scop, s-a realizat o unsoare impermeabilă la apă și termorezistentă, prin aditivarea unei unsori de calciu obișnuite (de exemplu: unsoarea de laminoare fără sulf sau unsoarea pe bază de săpun de litiu—calciu—plumb) cu latex de cauciuc natural și grafit coloidal. Modul de preparare este redat în continuare.

Într-un malaxor prevăzut cu sistem de agitare de cca 100 l capacitate se introduc 80 kg dintr-o unsoare obișnuită de calciu, avînd penetrația cuprinsă între 310 și 350 mm/10 și un punct de picurare de minimum 90°C.

Separat, în alt recipient, se prepară un amestec omogen, format din 10 kg grafit coloidal, 9,5 kg ulei de lagăre și 0,5 kg cauciuc natural dizolvat în benzină de extracție. Amestecul omogen de grafit coloidal, ulei de lagăre și soluție de cauciuc natural se introduce în malaxorul care conține cele 80 kg unsoare de calciu, apoi se omogenizează în malaxor timp de cca 10 ore. Se obține o unsoare de culoare neagră, lucioasă, filantă și pompabilă, cu punct de picurare de minimum 96°C. Această unsoare este impermeabilă la apă, rezistă la presiuni

și temperaturi mari, deci poate fi utilizată la ungere centralizată, avînd și o aderență bună pe suprafețele metalice. Datorită proprietăților menționate, consumul din această unsoare pentru asigurarea ungerii la sectoarele calde din industria siderurgică este cu mult mai scăzut, comparativ cu alte tipuri de unsori avînd cam același cost. Se mai pot obține unsori termorezistente, după același procedeu, și din unsori de litiu, calciu, plumb, care au avantajul că pot asigura o ungere mai îndelungată, fără a putea fi însă pompate prin conducte subțiri. Cu acest lubrifiant a fost experimentată ungerea rulmenților căilor cu role din laminoare, a unor reductoare, mese de stivuit și cuplaje de macarale.

Din fișele de experimentare urmărite pe timp de mai mulți ani a rezultat că la locurile menționate, unde ungerea se făcea cu unsori obișnuite, s-au realizat reducerea considerabilă a consumurilor de unsori, reducerea consumului de piese de schimb și a cheltuielilor de întreținere și creșterea fiabilității utilajelor.

Alte cercetări pentru obținerea de lubrifianți folosind ca materii prime produși disponibili în R. S. R.

În prezent, unsorile se obțin exclusiv din săpunuri metalice dispersate în uleiuri minerale care sînt produse petroliere, deci materii prime deficitare. Se pot obține însă compoziții lubrifiante, atît uleiuri cît și unsori, din subproduse care rezultă la fabricarea cocsului metalurgic, cum ar fi smoala de cocserie, uleiuri polimerizate, gudronul de cocserie etc. Unele din aceste subproduse sînt ieftine și disponibile. Ele prezintă avantajul că pot înlocui cu succes lubrifianții fabricați din țiței, la ungerea unor utilaje (roți dințate, prese, lanțuri cu glisiere etc.).

Alte sortimente de lubrifianți realizați, prin structura lor bine reticulată și omogenă, se pretează la ungerea unor mecanisme fine. Aceștia se pot obține prin înlocuirea săpunurilor metalice cu polimeri. Se știe că săpunurile metalice nu pot fi dispersate perfect în uleiurile minerale. De aceea, unsorile care se obțin prin acest procedeu uzual, în funcție de săpunul metalic folosit, au diferite grade de neomogenizare. Unsorile de sodiu, spre exemplu, au o structură fibroasă. În plus, în anumite împrejurări se produce separarea săpunului din unsori, formîndu-se cocoloașe, care nu prezintă proprietăți de ungere. Trebuie adăugat și faptul că săpunurile metalice, datorită materiilor prime din care se obțin, au devenit o materie primă deficitară.

Cercetările efectuate s-au axat pe proprietatea polietilenei de a se dispersa prin încălzire la o anumită temperatură în uleiuri minerale, dînd la răcire o unsoare aproape sută la sută omogenă, care mai prezintă avantajul că nu separă faza dispersată.

S-au obținut astfel unsori lubrifiante prin adăugarea la cele două faze și a unor aditivi care să le confere proprietăți superioare. Una din aceste rețete se va fabrica la scară industrială, produsul fiind denumit „unsoare lubrifiantă pentru aparate și mecanisme fine". Aceste unsori înlocuiesc unii lubrifianți procurați din import.

S-a obținut, de asemenea, un lubrifiant termorezistent pentru medii umede pe bază de talc. În prezent unsorile uzuale sînt aditive cu diverse substanțe chimice care le conferă rezistență la presiuni și temperaturi mari, cum ar fi: grafitul coloidal, bisulfura de molibden, monoxidul de plumb etc. Acești aditivi sînt ei înșiși buni lubrifianți, au o structură cristalină lamelară, lamelele fiind slab legate între ele, cu proprietăți de ungere excelente; în schimb, prezintă dezavantajul că se procură din import sau sînt foarte scumpi. Talcul este un mineral cristalizat sub formă de praf unsuros și are formula chimică: $[(Mg_3[OH)_2Si_4(O_{10})]$ sau $3\,MgO_4SiO_2H_2O$, care se mai numește și silicat de magneziu hidratat. În rețeaua cristalină a talcului straturile sînt mai slab legate între ele, astfel încît pot aluneca ușor unele pe altele. Talcul este prea puțin cunoscut ca aditiv. El are proprietatea remarcabilă de a nu fi degradat la temperaturi ridicate, ceea ce îl face apt pentru obținerea unor unsori termorezistente. Problema care se pune este modul în care poate fi înglobat în structura unsorii pentru a nu separa în condițiile severe de lucru ale utilajelor siderurgice. O simplă amestecare nu este suficientă. Prin mai multe tatonări s-a găsit cel mai bun procedeu de legare a talcului în săpunul metalic care formează partea dispersă a unsorii. În acest scop, se prepară o soluție de săpun de sodiu în apă dedurizată, la care se adaugă talcul în proporțiile stabilite. Soluția se omogenizează foarte bine. Într-un alt recipient se pregătește o soluție de sulfat de aluminiu folosind piatra albă a acestui sulfat. Soluțiile se încălzesc pînă la 70° apoi se amestecă. Se produce o reacție chimică, obținîndu-se săpunul de aluminiu asociat cu talcul:

$$6R-COONa + Al_2(SO_4)_3 \rightleftarrows 2(R.COO)_3Al + 3Na_2SO_4$$

Săpunul de aluminiu asociat cu talcul se separă din soluție sub forma unui precipitat alb care este stors, uscat și cîntărit, apoi dispersat prin încălzire într-un ulei mineral rafinat, de exemplu în uleiul de cilindru. Se obține o unsoare filantă omogenă, care prezintă avantajul că poate asigura ungerea la temperaturi fluctuante și ridicate (a fost experimentată cu bune rezultate la ungerea unor rulmenți din laminoare). Este foarte aderentă la suprafața metalelor, nu este spălată de apă și se poate utiliza în medii umede. În continuare, se vor elabora noi lubrifianți care să asigure o bună fiabilitate a utilajelor.

Dr. ing. Gh. Pîrvu, ing. G. Gherghișor
și ing. Florentina Ionescu
Institutul de Cercetări Metalurgice
București

Metodă pentru prognozarea calității benzii laminate la cald din oțel silicios cu grăunți orientați

CZ : 621.77.016.2 : 669.14—418

Lucrarea prezintă o metodă simplă pentru aprecierea capacității de creștere a granulației benzilor din oțel electrotehnic cu grăunți orientați. În practica industrială nu există o metodă curentă de estimare a capacității benzii laminate la cald (B. L. C.) din oțel silicios cu grăunți orientați de a putea fi prelucrată în produs finit cu caracteristici magnetice corespunzătoare. În prezent, calitatea B.L.C. se apreciază după valorile înregistrate ale parametrilor tehnologici de prelucrare la cald, care variază de la producător la producător și care se pot stabili statistic după o practică industrială îndelungată.

Actuala metodă și-a propus să determine capacitatea inhibitorului de MnS de a dirija recristalizarea secundară prin simulare rapidă în laborator a parametrilor de prelucrare la rece a benzii și determinarea granulației de recristalizare secundară, care se consideră optimă în limitele 2—10 mm.

Materiale și metode de cercetare

Pentru experimentări, s-a utilizat B.L.C. din producția industrială curentă. Simularea în laborator a cuprins următoarele etape : laminare la rece de la 2 la 0,7 mm ; recoacere de recristalizare la 940°C timp de 15 min ; laminare la rece de la 0,7 la 0,3 mm ; recoacere de decarburare la 820°C timp de 15 min în atmosferă umedă de $N_2 + H_2$ cu raportul $N_2/H_2 = 1/2$ și punctul de rouă al atmosferei de + 60°C ; recoacere de recristalizare secundară la 1 150°C, cu menținere 6 ore în atmosferă de hidrogen uscat.

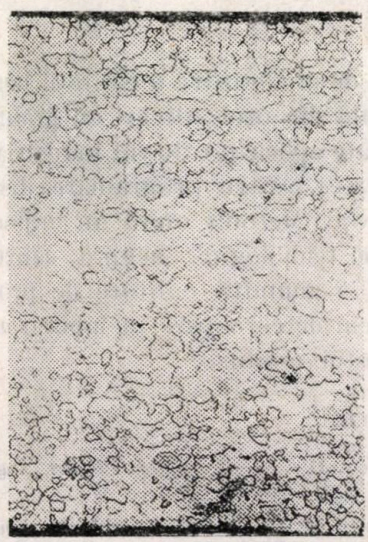


Fig. 1. Gradul de recristalizare și granulația în bandă după recoacerea de recristalizare

Microstrucura benzii după recoacerea intermediară de recristalizare și după recoacerea de decarburare se prezintă în figurile 1 și 2.

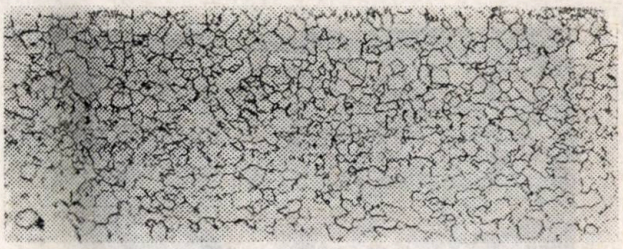


Fig. 2. Gradul de recristalizare și granulația în bandă după recoacerea de decarburare

Analiza rezultatelor experimentale

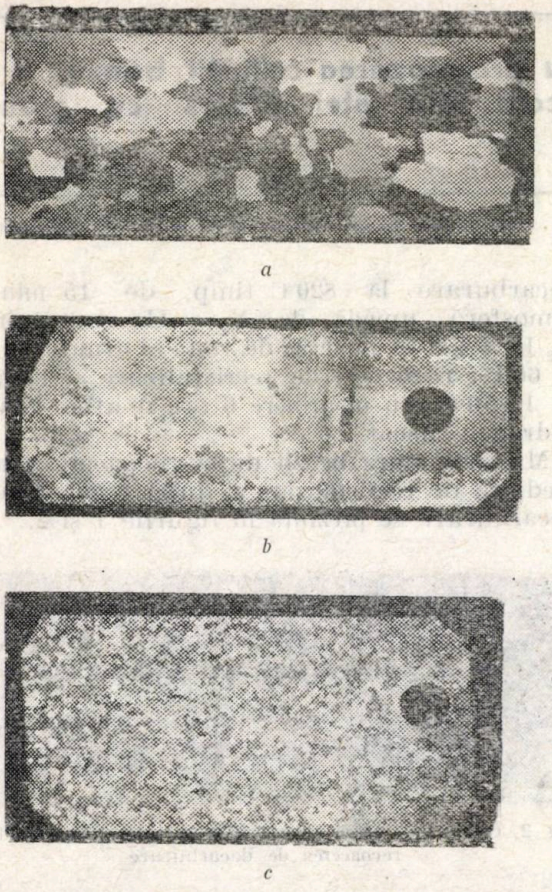
În urma aplicării acestei metode pe mai multe loturi de bandă din oțel silicios cu grăunți orientați au ieșit în evidență două aspecte.

Pe banda laminată la cald experimentată în condiții de laborator au rezultat trei tipuri de granulații : granulație uniformă mare, cu diametrul mediu al grăunților mai mare de 10 mm ; granulație uniformă cu diametrul maxim al grăunților aproximativ 8 mm și minim mai mic de 1 mm ; granulație uniformă mică cu diametrul mediu al grăunților sub 2 mm.

Aspectul macroscopic al celor trei tipuri de granulație este prezentat în figura 3.

După experimentările efectuate pe mai multe loturi de bandă a rezultat că un tip de granulație este specific pentru o întreagă șarjă din lot. Astfel, s-au obținut șarje cu granulație uniformă mare, pentru care probabilitatea de a obține proprietăți magnetice ridicate a fost mare și din care au rezultat la scară industrială calitățile M4—M5.

Parametrul tehnologic evidențiat ca având pondere foarte mare de influență asupra calității benzii este temperatura cu care banda intră în trenul finisor (fig. 4). În histograma din figura 5 se prezintă influența acestui parametru asupra granulației simulate, la rulouri din același ciclu de laminare.



a

b

c

Fig. 3. Aspectul macroscopic al benzilor obținute experimental:
a — granulație uniformă mare; *b* — granulație neuniformă; *c* — granulație uniformă mică

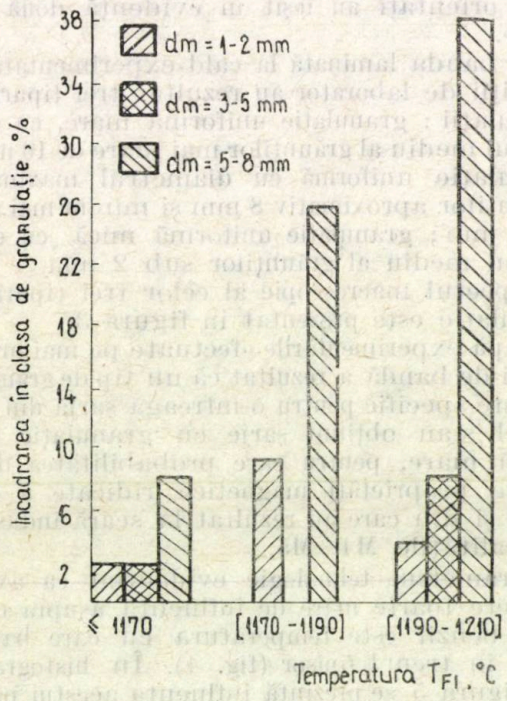


Fig. 4. Influența temperaturii benzii la intrarea în trenul finisor asupra granulației finale simulate

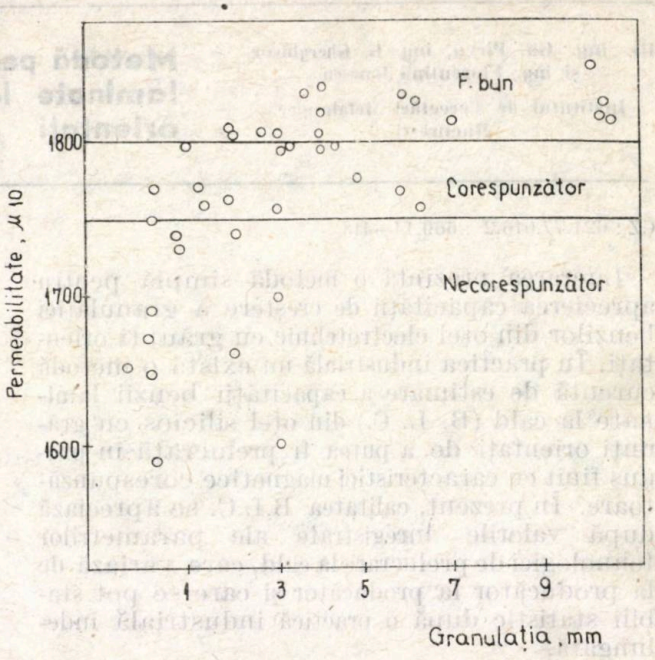


Fig. 5. Corelarea granulației cu permeabilitatea magnetică

Corelația granulației obținute cu permeabilitatea magnetică determinată pe bandă fabricată industrial este prezentată în figura 5.

Din această corelație rezultă că probele cu granulație medie peste 3 mm sînt corespunzătoare, iar cele cu granulație medie de aproximativ 10 mm sînt foarte bune; probele cu granulație în jur de 1 mm sînt în cea mai mare parte necorespunzătoare. Față de aceste date se pot considera, în urma probei de simulare, drept corespunzătoare probele cu granulație medie peste 3 mm.

Concluzii

Metoda de prognozare a calității benzii laminate la cald din oțel silicios cu grăunți orientați se poate aplica pe fluxul industrial de prelucrare la rece, pentru programarea benzii la diferite calități. Metoda oferă un mijloc eficient de decizie tehnologică asupra cauzelor care determină o anumită calitate de produs finit și un sistem de cercetare în laborator a fabricației acestui produs.

BIBLIOGRAFIE

[1] Fiedler, H. C. *J. of Applied Physics*, Anglia, vol. 29, 1958, p. 361.

[2] Pîrvu, Gh. ș. a. *Studiul fragilității benzii laminate la cald din oțel cu 3% Si*. Metalurgia, R. S. R., nr. 8. 1985, p. 394.

Ing. A. T. Dumitrescu
și cib. I. Roșu
Institutul de fizică și tehnologia materialelor — București

Determinarea parametrilor termocinematici și a cuplului de laminare în cazul laminării la cald a benzilor. Calculul mărimilor cinematice care intervin la laminarea benzilor

CZ : 621.77.016.2

În domeniul particular al elaborării și prelucrării metalelor, inclusiv în tehnologia laminării, știința nu a exercitat un rol preparator al tehnologiei, ci unul reparator. Totuși, explicarea științifică a fenomenelor cunoscute empiric a determinat dezvoltarea ulterioară a proceselor, utilajelor și materialelor.

Astfel, primele rezultate privind studiul comportării în domeniul plastic al deformării materialelor metalice au fost obținute de Tresca în 1864, de Levy în 1870, extinse de Mises în 1913 și de Hencky în 1924. Pe baza acestor lucrări, E. Siebel și V. Karman au publicat primele descrieri teoretice ale laminării în 1925.

La acea dată, tehnologia industrială a laminării exista de aproape 100 de ani.

Nici ulterior, progresele realizate în mecanica mediilor continue nu s-au regăsit în abordări teoretice ale problemei laminării, drumurile străbătute de teorie și tehnologie fiind în general paralele. Totuși, mai ales în ultimii ani, s-au făcut eforturi serioase în vederea formulării matematice a problemei laminării. Dintre acestea, pot fi amintite cele cuprinse în lucrările lui Lippmann, 1967 [1] și Kobayashi, 1977 [2], lucrări privind analiza proceselor de deformare plastică a metalelor cu comportare rigidă-plastică. Pe baza unei teorii exprimate într-o formă generală de Hill în 1960 [3], Johnson și Kudo, 1960 [4] și Avitzur, 1968 [5] au abordat studiul proceselor de deformare plastică a metalelor presupunînd că deplasarea particulelor materiale se efectuează de-a lungul unor linii de curent, procesul fiind considerat izoterm, iar comportarea materialului tot rigid-plastică.

Abordările precedente sînt valabile doar pentru studiul proceselor de deformare ce se desfășoară la temperaturi mai mici de 0,5 T_t (T_t fiind temperatura de topire a aliajului), deoarece la temperaturi mai mari comportarea la deformare a metalelor este termoelastovisco-plastică.

În această lucrare, dezvoltînd ideile cuprinse în [6], [7], este prezentat un model original al laminării la cald a benzilor, considerînd comportarea materialului rigid-viscoplastică. Deformațiile elastice sînt neglijate în comparație cu cele plastice; ecuația constitutivă adoptată se bazează pe existența unui potențial viscoplastic și pe determinări experimentale efectuate prin încercări de răsucire la cald.

Acest model consideră un cîmp de viteze cinematic admisibil și linii de curent circulare. Determinarea cuplului de laminare ca principal parametru global al procesului se face pe baza unei ecuații de bilanț al puterilor consumate.

Pentru precizarea notațiilor utilizate în cadrul modelului, în figura 1 este prezentată schematic problema plană a laminării. Dimensiunile inițiale ale bramei se vor nota astfel: $2h_0$—grosimea inițială, l_0—lungimea inițială, iar cu b_0—lățimea.

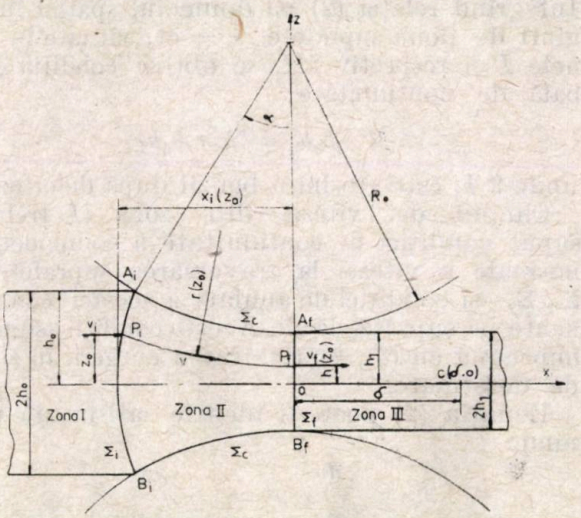


Fig. 1. Reprezentarea schematică a procesului de laminare și a liniilor de curent adoptate

În timpul laminării, domeniul V ocupat de material la un moment oarecare t este împărțit în trei zone, în fiecare din ele cîmpul de viteze fiind presupus continuu (fig. 1). În zonele I și III se presupune că materialul are o comportare rigidă, vectorul vitezei, dirijat după direcția laminării, avînd mărimea constantă notată cu v_i în zona I și cu v_f în zona III; zona II este zona de deformare, comportarea materialului în această zonă fiind presupusă rigid-viscoplastică. Suprafața de separare dintre zona I și zona II este notată cu Σ_i, cea dintre zona II și zona III cu Σ_f, iar cea dintre zona II și cilindrii de laminare cu Σ_c. Alegerea formei suprafețelor Σ_i și Σ_f depinde de modelul cinematic adoptat.

Prima parte a lucrării cuprinde modul de determinare a parametrilor cinematici ai procesului în cadrul ipotezelor adoptate iar partea a II-a descrie ecuațiile constitutive utilizate, analiza regimului termic în timpul deformării, bilanțul puterii și calculul cuplului de laminare. În partea a III-a sînt prezentate rezultatele numerice obținute, compararea lor cu determinările experimentale și cu estimările obținute pe baza unor formule de calcul.

Metoda de alegere a liniilor de curent și a cîmpului de viteze cinematic admisibil

Presupunînd că laminarea are loc fără lățire și cîmpul de viteze cinematic admisibil este staționar și simetric față de planul (x, y), se obține:

$$v_z = v_z(x, z),\ v_x = v_x(x, z),\ v_y = 0 \qquad (1)$$

iar condiția punctuală de incompresibilitate se scrie:

$$\operatorname{div} \underset{\sim}{v} = \frac{\partial v_z}{\partial z} + \frac{\partial v_x}{\partial x} = 0 \qquad (2)$$

Integrînd relația (2) pe domeniul spațial mărginit de două suprafețe $x = \text{ct}$, situate în zonele I și respectiv III, se obține condiția globală de continuitate:

$$2\ v_i b_0 h_0 = 2\ v_f b_0 h_1 \qquad (3)$$

unde $2\ h_1$ este grosimea benzii după deformare.

Cîmpul de viteze din zona II trebuie supus condiției de continuitate a componentei normale a vitezei la traversarea suprafețelor Σ_i, Σ_f și condiției de anulare a acestei componente pe suprafețele Σ_c. Aceste condiții asigură, împreună cu (3), continuitatea curgerii în zona de deformare.

Ecuația (2) poate fi identic satisfăcută punînd:

$$v_x = \frac{\partial \Phi}{\partial z},\quad v_z = -\frac{\partial \Phi}{\partial x} \qquad (4)$$

unde $\Phi = \Phi\ (x,\ z)$ este un potențial scalar al vitezei, denumit funcție de curent.

Pentru determinarea cîmpului de viteze este necesară ecuația liniilor de curent în planul (x, z) presupusă, pentru început, de forma:

$$z = \hat{z}\ (x,\ z_0) \qquad (5)$$

unde z_0 este distanța de la punctul de intersecție P_i al liniei de curent cu suprafața Σ_i, la axa Ox (fig. 1). Distanța z_0 joacă rolul unui parametru de identificare a fiecărei linii. Dacă liniile de curent au tangentă orizontală la intrarea și ieșirea focarului de deformație, atunci vectorul vitezei este continuu la traversarea suprafețelor Σ_i și Σ_f. În caz contrar, rămîne să fie impusă condiția menționată mai sus a continuității componentei normale a vitezei prin aceste suprafețe.

De-a lungul unei linii de curent $z_0 = ct$ se obține prin diferențierea funcției (5):

$$\mathrm{d}z = \frac{\partial \hat{z}(x, z_0)}{\partial x}\mathrm{d}x. \qquad (6)$$

Pe de altă parte, condiția ca vectorul vitezei $\underset{\sim}{V}$ să fie tangent la linia de curent se scrie:

$$\frac{\mathrm{d}z}{v_z} = \frac{\mathrm{d}x}{v_x} = \mathrm{d}t. \qquad (7)$$

Combinînd această relație cu (4), se obține:

$$\frac{\mathrm{d}z}{\mathrm{d}x} = \frac{v_z}{v_x} = -\frac{\dfrac{\partial \Phi}{\partial x}}{\dfrac{\partial \Phi}{\partial z}}, \qquad (8)$$

iar din (8) și (6) se deduce:

$$\frac{\partial \Phi}{\partial x} + \frac{\partial \Phi}{\partial z}\frac{\partial \hat{z}(x, z_0)}{\partial x} = 0. \qquad (9)$$

Pe linia de curent însă $\Phi = \Phi\ (\hat{z}(x,\ z_0),\ x)$ și deci ecuația (9) este echivalentă cu condiția:

$$\left.\frac{\mathrm{d}\Phi}{\mathrm{d}x}\right|_{z=z_0} = 0,$$

din care rezultă:

$$\Phi(\hat{z}(x,\ z_0), x) = \mathrm{f}(z_0), \qquad (10)$$

unde $f\ (z_0)$ este o funcție continuu diferențiabilă arbitrară, care va fi determinată din satisfacerea condițiilor la limită în viteze.

Debitul materialului prin suprafața din planul $x = \text{const.}$ cuprinsă între liniile de curent de ecuații $z = \hat{z}(x,\ z_0)$ și $z = \hat{z}(x,\ -z_0)$ este:

$$Q = 2b_0 \int_0^{\hat{z}(x, z_0)} v_x \mathrm{d}z \qquad (11)$$

Introducînd (4) în (11) și ținînd seamă de (10), se obține:

$$Q = 2b_0 \int_0^{\hat{z}(x, z_0), x} \frac{\partial \Phi}{\partial z}\mathrm{d}z = 2b_0[\Phi(\hat{z}(x,\ z_0)x) - \Phi(0,x)]$$

sau

$$Q = 2b_0[\mathrm{f}(z_0) - \mathrm{f}(0)]. \qquad (12)$$

Condiția de continuitate a debitului impune :

$$2b_0 v_i z_0 = 2b_0[\mathrm{f}(z_0) - f(0)]. \tag{13}$$

deci se obține :

$$\mathrm{f}(z_0) = v_i z_0 \tag{14}$$

Înlocuind (14) în (10), se obține relația :

$$\Phi(\hat{z}(x, z_0)x) = v_i z_0, \tag{15}$$

care trebuie satisfăcută identic pe linia de curent. Derivînd parțial această identitate în raport cu z_0, se obține :

$$\frac{\partial \Phi}{\partial z} \frac{\partial \hat{z}}{\partial z_0} = v_i, \tag{16}$$

iar din (9) și (16) se deduce :

$$\frac{\partial \Phi}{\partial z} = \frac{v_i}{\dfrac{\partial \hat{z}}{\partial z_0}} \text{ și } \frac{\partial \Phi}{\partial x} = - v_i \frac{\dfrac{\partial \hat{z}}{\partial x}}{\dfrac{\partial \hat{z}}{\partial z_0}}. \tag{17}$$

Ținînd seamă de (17), expresiile (4) ale componentelor vectorului vitezei devin :

$$v_x = v_i \frac{1}{\dfrac{\partial \hat{z}}{\partial z_0}}, \; v_z = v_i \frac{\dfrac{\partial \hat{z}}{\partial x}}{\dfrac{\partial \hat{z}}{\partial z_0}} \tag{18}$$

Relațiile (18) determină complet cîmpul de viteze dacă se cunoaște ecuația (5) a liniilor de curent care trebuie să satisfacă condițiile :

$$A_i A_f : z = \hat{z}(x, h_0), \; B_i \; B_f : z = \hat{z}(x, -h_0),$$

$$h(z_0) = \hat{z}(0, z_0) \tag{19}$$

în care $h(z_0)$ reprezintă distanța de la punctul de intersecție a liniei de curent $\hat{z}(x, z_0)$ cu suprafața Σ_f, la axa Ox.

Ecuația liniilor de curent

Se adoptă următoarea ecuație a liniilor de curent :

$$\hat{z}(x, z_0) = \frac{v_i z_0}{v_f} - r(z_0) - (r(z_0)^2 - x^2)^{1/2}, \tag{20}$$

unde $r(z_0)$ este raza unui cerc cu centrul pe axa ce unește centrele cilindrilor și care trece prin punctul de coordonate $(z_0, x_i(z_0))$, iar $x_i(z_0)$ este intersecția liniei de curent de parametru z_0 cu curba Γ_i de forma :

$$x = x_i(z). \tag{21}$$

Această curbă reprezintă intersecția suprafeței Σ_i cu planul (x, z), iar intersecția suprafeței Σ_f cu același plan este dată de segmentul Γ_f, corespunzător lui

$$x = 0. \tag{22}$$

Din condiția globală de continuitate a materialului rezultă :

$$2b_0 v_i z_0 = 2b_0 v_f h(z_0) \tag{23}$$

și

$$h(z_0) = \frac{v_i z_0}{v_f}. \tag{24}$$

Scriind ecuația cercului de rază $r\,(z_0)$:

$$(z - h(z_0) - r(z_0))^2 + x^2 = r^2\,(z_0)$$

și ținînd seamă de (24), se obține :

$$(z_0 - v_i z_0/v_f)^2 - 2r(z_0)\,(z_0 - v_i z_0/v_f) +$$

$$+ x_i^2(z_0) = 0,$$

de unde :

$$r(z_0) = \frac{z_0^2(1 - v_i/v_f)^2 + x_i^2(z_0)}{2z_0(T - v_i/v_f)}. \tag{25}$$

În cadrul familiei de cercuri de raze $r\,(z_0)$ care s-a obținut, sînt cuprinse și cercurile de rază R_0 pentru $z_0 = h_0$ și axa Ox în cazul în care $z_0 \to 0$, deoarece :

$$\lim_{z_0 \to 0} r(z_0) = \infty$$

Intensitatea vitezei de deformație și a deformației

Componentele fizice ale tensorului vitezei de deformație

$$\underset{\sim}{D} = (\text{grad } \underset{\sim}{V})^s$$

în coordonate carteziene ortogonale (x, y, z) sînt :

$$D_{xx} = \frac{\partial v_x}{\partial x}, \; D_{yy} = \frac{\partial v_y}{\partial y}, \; D_{zz} = \frac{\partial v_z}{\partial z},$$

$$D_{xy} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x}\right), \quad D_{xz} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x}\right),$$

$$D_{yz} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v_y}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial y}\right).$$

Ținînd seamă de (1), aceste expresii devin:

$$D_{xx} = \frac{\partial v_x}{\partial x}, \quad D_{zz} = \frac{\partial v_z}{\partial z},$$

$$D_{xz} = \frac{1}{2}\left(\frac{\partial v_x}{\partial z} + \frac{\partial v_z}{\partial x}\right), \tag{26}$$

$$D_{yy} = D_{yz} = D_{xy} = 0.$$

Intensitatea vitezei de deformație, denumită și viteză de deformație echivalentă, este definită prin:

$$\dot{\varepsilon} = (2/3\ \underset{\sim}{D}\cdot\underset{\sim}{D})^{1/2}. \tag{27}$$

Ținînd seamă că $\mathrm{tr}\ \underset{\sim}{D} = \mathrm{div}\ \underset{\sim}{V} = 0$ și de relațiile (26), expresia lui $\dot{\varepsilon}$ devine:

$$\dot{\varepsilon} = \sqrt{2}/3((D_{xx} - D_{zz})^2 + D_{xx}^2 + D_{zz}^2 + 6D_{xz}^2)^{1/2}. \tag{28}$$

Intensitatea deformației (sau deformația echivalentă) la momentul curent t este definită prin:

$$\varepsilon = \int_{t_i}^{t} \dot{\varepsilon}\,dt, \tag{29}$$

unde t_i este momentul intrării materialului în focarul de deformare prin suprafața Σ_i, moment la care materialul se presupune nedeformat ($\varepsilon = 0$). Integrala din (29) se referă la deformația unei aceleiași particule materiale și deci trebuie calculată de-a lungul liniei de curent $z_0 = \mathrm{ct.}$, pe care se mișcă particula.

Prin urmare, este valabilă relația $(7)_2$ care se poate folosi ca schimbare de variabilă de la t la z în (29), ceea ce dă:

$$\varepsilon(x, z_0) = \int_{x_i(z_0)}^{x} \frac{\dot{\varepsilon}(x, z_0)}{v_x(x, z_0)}\,dx, \tag{30}$$

sau ținînd seamă de $(18)_1$:

$$\varepsilon(x, z_0) = \frac{1}{v_i}\int_{x_i(z_i)}^{x} \dot{\varepsilon}(x, z_0)\,\partial\hat{z}/\partial z_0\,dx. \tag{31}$$

În cazul liniilor de curent adoptate (20) există o discontinuitate a componentei tangențiale a vitezei pe suprafețele Σ_i și Σ_f; avînd loc salturi ale deformației echivalente la traversarea acestor suprafețe, aceste salturi vor fi notate cu $\Delta\varepsilon_i(x)$, respectiv $\Delta\varepsilon_f(x)$ și ele trebuie adăugate deformației calculate cu formula (31) pentru $x = x_i(z)$ și respectiv $x = 0$.

Cu anumite ipoteze simplificatoare, se pot calcula $\Delta\varepsilon_i(x)$ și $\Delta\varepsilon_f(x)$ în funcție de direcțiile vectorilor vitezei de o parte și de alta a suprafeței de discontinuitate și de direcția normalei la această suprafață.

Se consideră mai întîi un punct curent $P_i(z_0, x_i(z_0))$ pe arcul Γ_i și se introduce un reper ortonormat local cu versorii e_1 și e_2 dirijați, respectiv după tangenta și normala în P_i la Γ_i. Cu notațiile din figura 2, *a*, continuitatea componentei normale a vitezei impune ca:

$$v_2 = v_i \cos\alpha_i = v(z_0, x_i(x_0)) \cos(\beta_i - \alpha_i), \tag{32}$$

de unde rezultă mărimea vitezei după traversarea arcului Γ_i:

$$v(z_0, x_i(z_0)) = v_i \cos\alpha_i/\cos(\beta_i - \alpha_i) \tag{33}$$

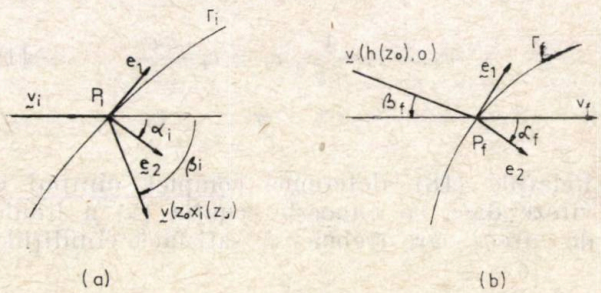


Fig. 2. Discontinuitățile vectorului vitezei la intrarea și la ieșirea din focarul de deformare

Saltul $\Delta v_1 = v_1^+ - v_1^-$ al componentei v_1 a vectorului vitezei prin arcul Γ_i este dat de: $\Delta v_1 = -v\ (z_0, x_i(z_0))\ \sin(\beta_i - \alpha_i) - v_i \sin\alpha_i$; sau, ținînd seamă de (33):

$$\Delta v_1 = -\frac{v_i \sin\beta_i}{\cos(\beta_i - \alpha_i)}. \tag{34}$$

Se admite că acest salt are loc într-un interval de timp foarte mic t, în care: (1) se neglijează variația componentei normale a vite-

zei; (2) se neglijează toate componentele tensorului vitezei de deformaţie în raport cu D_{12}; (3) variaţia lui v_1 se presupune liniară. Din (1) şi (3) rezultă, ţinînd seamă de (34) şi (32):

$$D_{12} = \frac{1}{2}\frac{\Delta v_1}{v_2 t^*} = -\frac{1}{2}\frac{\sin\beta_i}{t^*\cos(\beta_i-\alpha_i)\cos\alpha_i}. \tag{35}$$

Folosind acest rezultat şi ipoteza simplificatoare (2) se obţine:

$$\dot{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}}|D_{12}| = \frac{1}{\sqrt{3}}\frac{\sin\beta_i}{t^*\cos(\beta_i-\alpha_i)\cos\alpha_i}, \tag{36}$$

iar prin integrare pe intervalul $[t_i,\ t_i + t^*]$ se obţine saltul $\Delta\varepsilon_i$ al deformaţiei echivalente la traversarea arcului Γ_i:

$$\Delta\varepsilon_i = \int_{t_i}^{t_i+t^*}\dot{\varepsilon}\,dt = \frac{1}{\sqrt{3}}\frac{\sin\beta_i}{\cos\alpha_i\cos(\beta_i-\alpha_i)},$$

sau

$$\Delta\varepsilon_i = \frac{1}{\sqrt{3}}[\operatorname{tg}\alpha_i + \operatorname{tg}(\beta_i-\alpha_i)]. \tag{37}$$

Repetînd raţionamentul de mai sus pentru un punct curent P_f aparţinînd arcului Γ_f, se obţine cu notaţiile din figura 2, b saltul $\Delta\varepsilon_f$ al deformaţiei echivalente la traversarea lui Γ_f:

$$\Delta\varepsilon_f = \frac{1}{\sqrt{3}}[\operatorname{tg}\alpha_f + \operatorname{tg}(\beta_f-\alpha_f)]. \tag{38}$$

În cazul concret al liniilor de curent adoptat în acest model şi al formei curbelor Γ_i şi Γ_f, se obţine următoarea evaluare a lui $\Delta\varepsilon_i$ şi $\Delta\varepsilon_f$:

— se consideră că intersecţia lui Σ_i cu planul (x, z) deci Γ_i este un arc al cercului de ecuaţie

$$z^2 + (x+\delta)^2 = h_0^2 + (R_0\sin\alpha + \delta)^2, \tag{39}$$

coordonata (δ) a centrului cercului c $(\delta, 0)$ păstrîndu-se ca parametru în procesul de optimizare a modelului. Din această ecuaţie se obţine direcţia tangentei şi apoi a normalei la cerc în punctul de coordonate $(z_0, x_i(z_0))$ (notaţiile din figura 1).

$$\operatorname{tg}\alpha_i = \frac{z_0}{-x_i(z_0)+\delta}. \tag{40}$$

Pentru calculul lui β_i se utilizează relaţia (20), obţinîndu-se:

$$\operatorname{tg}\beta_i = -\left.\frac{\partial\hat{z}(x,z_0)}{\partial x}\right|_{x=x_i(z_0)} =$$

$$= -\frac{x_i(z_0)}{(r^2(z_0)-x_i^2(z_0))^{1/2}}; \tag{41}$$

— se consideră că intersecţia suprafeţei Σ_f cu planul (x,z) este un segment al axei Oz cuprins între punctele de coordonate (0, 0) şi $(0, h_f)$. Din examinarea figurii 1 se constată că vectorul vitezei v_f este perpendicular pe Γ_f şi prin urmare $\alpha_f = 0$, rezultînd atunci din (38):

$$\Delta\varepsilon_f = \frac{1}{\sqrt{3}}\operatorname{tg}\beta_f. \tag{42}$$

Pe de altă parte, ţinînd seamă de (20), se obţine:

$$\operatorname{tg}\beta_f = \left.\frac{\partial\hat{z}(x,z_0)}{\partial x}\right|_{x=0} = 0, \tag{43}$$

deci $\Delta\varepsilon_f = 0$, la ieşirea din focarul de deformare liniile de curent avînd tangentă orizontală.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lippmann, H., Mahrenholtz, O., *Plastomechanik der Umformung metallischer Werkstoffe*. Berlin, Heidelberg/New York, Springer-Verlag, 1967. p. 110.

[2] Kobayashi, S., Thomsen, E., G., *Upper lower bound solutions to axisymetric compression and extrusion problems*. În: Int. J. Mech. Sci., Anglia, nr. 7. 1965, p. 127—143.

[3] Hill R., *A general theory of uniqueness and stability in elastic-plastic solids*. În: J. Mech. Phys. Solids S.U.A. nr. 3, vol. 6, 1958, p. 236.

[4] Kudo H., Johnson, W. *The use of upper-bound solutions for the determination of temperature distributions in fast hot rolling and axisymetric extusion, processes*. În: Int. J. Mech., Sci. Anglia, nr. 7, 1960, p. 175.

[5] Avitzur, B., *Metal forming: processes and analysis*, Mc Graw-Hill, New York, 1968, p. 63.

[6] Teodosiu, C., Dumitrescu, A.T.' Roşu, I. *Modelarea procesului de extrudare la cald a oţelurilor inoxidabile*. În: St. cerc. mec. apl., R.S.R., vol. 40, 1981, p. 869.

[7] Teodosiu, C., Roşu I., Dumitrescu, A. T., *Upper-bound analysis of hot extrusion of axisymetric rods and tubes I—III*. În: Rév. Roum. Sci. Techn. méc. appl., R.S.R., nr. 28, 1983.

DOCUMENTARE

Un nou procedeu de ambutisare

Cu ocazia celui de al 13-lea Salon internațional de tehnică și echipamente pentru vehicule, care reunește în fiecare an, la Geneva, furnizorii pentru industria autoturismelor, societatea Usinor Aciers a prezentat primele rezultate obținute cu noul procedeu de ambutisare, pus la punct la Centrul de studii și de dezvoltare a tablei subțiri de la Montataire. Această metodă este o sinteză a trei procedee : ambutisarea clasică, hidroformarea și ambutisarea „multi trecere". Utilizînd această metodă, se vor putea rezolva problemele puse de ambutisarea tablelor subțiri din oțel cu limite de elasticitate ridicate, care sînt tot mai căutate de constructorii de autoturisme.

(În : *Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 7, 1986, p. 616*)

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 21, 1986

Flexibilitate, rapiditate și calitate — tendințe de dezvoltare ale prelucrării tablei, p. 1099 — Automatizarea flexibilă asistată de calculator aplicată în viitor la prelucrarea tablei, p. 1101 — Noi posibilități tehnologice pentru mărirea producției de prelucrare a tablei pe presele hidraulice combinate cu echipament periferic, p. 1109 — Materiale și acoperiri pentru reducerea uzurii foarfecelor de tăiat, p. 1115 — Comportarea la îmbătrînire și durată lungă de utilizare a îmbinărilor prin lipire ale oțelului expus la intemperii p. 1125 — Rulouri din benzi din oțel acoperite sub formă de rulouri, pentru aparate de uz casnic, p. 1129 — Încercări teoretice și practice de îndoire — îndreptare, p. 1131 — Firma Hoesch Stahl AG, p. 1139 — Tailanda ca piață internațională, p. 1149 — Necesarul de ingineri și dezvoltarea economică, p. 91.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 22 1986

Noua casă a siderurgiștilor din R.F.G., p. 1155 — Rezultatele cercetărilor asupra furnalului 5 răcit cu azot, al firmei Mannesmannröhren-Werke AG, p. 1160 — Încercări asupra simetriei de rotație și gazificării în furnal, p. 1166 — Formarea zgurei în cazul procedeului de elaborare a oțelului cu oxigen, cu insuflarea de gaz inert prin fundul convertizorului (partea 1 : variația temperaturii zgurei și descrierea formării zgurei), p. 1176 — Conținuturile de CO_2 ale gazului de convertizor, în cazul procedeului de elaborare a oțelului cu oxigen cu insuflare combinată, și captarea gazului convertizorului, p. 1180 — Dezvoltări și experiență în domeniul turnării continue orizontale a oțelului superior, p. 1187 — Influența oscilației lingotierei asupra calității suprafeței bramelor turnate continuu, p. 1196 — Tratamentul termomecanic la laminarea la cald a profilelor speciale pe un laminor de profiluri mici din oțel, p. 1202 — Analiza adaosurilor de prelucrare la laminarea inelelor cu secțiune dreptunghiulară și propuneri pentru reducerea acestora, p. 1207 — Forjarea cu program asistată de calculator aplicată la fabricarea pieselor forjate liber cu simetrie axială, p. 1213 — Căptușeala unui cuptor de forjă — cu vatră mobilă cu fibre ceramice, p. 1219 — Procesul de transport al materialelor depozitate, al pieselor de schimb și organelor de mașini în uzinele siderurgice și în alte ramuri industriale, p. 1227 — Măsurarea temperaturii în funcție de materiale și de mediul înconjurător la cuptoarele de recoacere continuă pentru tablă subțire și foarte subțire, p. 1232 — — Recuperarea căldurii reziduale din procesele interne și externe, utilizînd ulei termic, p. 1238 — Situația industriei siderurgice a R.F.G. rămîne critică, p. 1243 — Noi surse de energie alternativă : nici o alternativă, p. 109.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 23, 1986

A 20-a Sesiune anuală a IISI din Rio de Janeiro : în anul 1987 nu se prevede o creștere a cererii de oțel, p. 1249 — Fabricarea benzilor la instalația de turnare continuă pilot de la Buschhütten, p. 1253 — Efectul atmosferei oxidante asupra desulfurării topiturilor de oțel dezoxidate cu zgure bogate în calciu, p. 1261 — Interpretarea metalurgică a conținuturilor de CO_2 din gazul de convertizor la procedeul de elaborare a oțelului cu insuflare de oxigen, p. 1267 — Formarea zgurei în cazul procedeului de elaborare a oțelului cu insuflarea oxigenului, cu insuflarea de gaz inert prin fundul convertizorului — partea a II-a : cercetarea zgurelor inițiale și finale, p. 1273 — Recuperarea căldurii reziduale a zgurei, p. 1281 — Metode pentru calcularea călibilității prin încercări de călire frontală asupra compoziției chimice, p. 1287 — Firma Aktiengesellschaft der Dillinger Hüttenwerke, p. 1293.

Structura lingourilor de aluminiu turnate semicontinuu

Ing. B. Varga şi ing. I. Varga
Universitatea din Braşov

CZ : 621.746–412

Calitatea lingourilor turnate semicontinuu este determinată de condiţiile de solidificare, de structura lor cristalină. În această privinţă au o importanţă deosebită prezenţa cristalelor orientate, textura cristalină a lingoului.

Textura cristalină este determinată în primul rînd de prezenţa cristalelor columnare, ale căror condiţii de deformare sînt bine cunoscute [1]. În strucura lingourilor turnate semicontinuu, adesea apare un nou tip de cristal care contribuie la formarea texturii cristaline a lingoului. Aceste tipuri de cristale sînt mai puţin studiate şi în literatura de specialitate apar sub denumirea de cristale evantai, maclate (fig. 1).

Aceste cristale sînt constituite din lamele suprapuse cu o grosime de cca 0,1–0,3 mm. Fiecare lamelă creşte dendritic faţă de un plan central, care de fapt reprezintă o suprafaţă de maclare. Cristalele evantai cresc pe direcţia planului de maclare [111] cu coordonatele cristalografice (112).

Strucura internă a acestor cristale a fost studiată mai amănunţit [2], ceea ce nu se poate spune despre orientarea lor cristalografică faţă de frontul de solidificare.

În cazul cristalelor columnare, perpendicularitatea direcţiei lor de creştere pe frontul de solidificare este evidentă [1]. În ceea ce priveşte direcţia de creşterea a cristalelor evantai faţă de frontul de solidificare, concluziile nu sînt atît de ferme, deoarece, în urma observaţiilor experimentale, s-a constatat că aceasta prezintă o mare varietate.

Cristalele evantai sînt considerate ca o varietate a cristalelor columnare, dar se constată că deseori formarea lor nu se supune legilor generale de creştere a acestor cristale.

Cristalele evantai sînt observate pe epuvete turnate în cochile speciale şi în semifabricate (lingouri, blocuri, benzi) turnate semicontinuu.

În vederea determinării texturii cristalelor, se poate utiliza metoda atacului pentru obţinerea figurilor cristaline [2], prin care se pune în evidenţă orientarea cristalelor.

Este cunoscut faptul că cristalele columnare cresc paralel cu fluxul de căldură şi în sens invers. Fluxul de căldură este perpendicular pe frontul de solidificare; ca urmare şi cristalele cresc perpendicular pe frontul de solidificare. Această direcţie se poate găsi pe cale analitică.

Cunoscînd alura frontului de solidificare, direcţia de creştere a cristalelor va fi ortogonală pe curba frontului de solidificare şi se determină pe baza următoarei relaţii generale din analiza matematică:

$$f(x) = -\int \frac{dx}{\varphi'(x)} \qquad (1)$$

unde: $\varphi(x)$ este funcţia de bază;
$\varphi'(x)$ — derivata funcţiei;
$f(x)$ — funcţia ortogonală.

Turnarea semicontinuă oferă condiţii favorabile pentru studierea apariţiei şi creşterii cristalelor columnare şi evantai, deoarece aspectul frontului de solidificare se poate determina practic şi analitic [3] cu precizie sporită. Din această cauză, în cele ce urmează se va analiza direcţia de creştere a cristalelor columnare şi a celor evantai, în cazul lingourilor turnate semicontinuu.

Forma frontului de solidificare în cazul lingourilor turnate semicontinuu este prezentată în figura 2 şi a fost determinată pe baza următoarei relaţii [3]:

$$h(r) = \left(\frac{R^2}{4} + \frac{r_i^2}{2} \ln \frac{r_i}{R} - \frac{r_i^2}{4}\right) \frac{v_t}{K^2} \qquad (2)$$

Pentru determinarea direcţiei de creştere $f(r)$ a cristalelor, funcţia precedentă (2) trebuie prelucrată conform relaţiei (1).

Astfel:

$$f(r) = -\int \frac{dr}{h'(r)} = -\int \frac{dr}{\left(\frac{R^2}{4} + \frac{r_i^2}{2} \ln \frac{r_i}{R} - \frac{r_i^2}{4}\right)' \frac{v_t}{k^2}}$$

Fig. 1. Cristale maclate în ruptura unui lingou din aliaj de aluminiu turnat semicontinuu

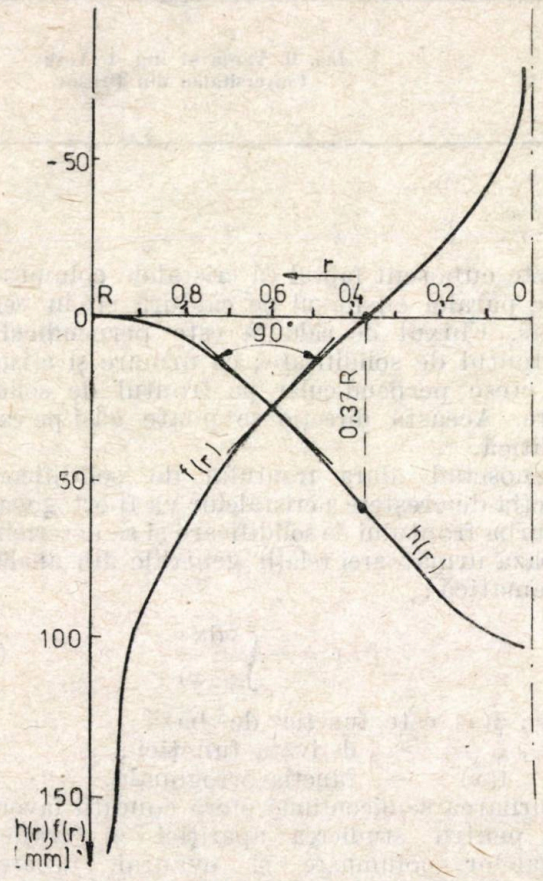


Fig. 2. Profilul conului de solidificare $h(r)$ la lingourile din aluminiu cu Ø 272 mm și curba ortogonală $f(r)$ pentru indicarea direcției de creștere a cristalelor

De unde :

$$f(r) = -\frac{K}{2v_t} \ln\left(\ln \frac{r}{R}\right)^2 + C \qquad (3)$$

Curba ortogonală obținută este suprapusă peste conul de solidificare prezentat în figura 2. O coincidență bună se constată între direcția de creștere a cristalelor columnare și direcția indicată de curba ortogonală (fig. 2 și 3).

După cum se poate observa din figurile 1 și 3, constatarea precedentă nu mai este respectată întotdeauna în cazul cristalelor evantai.

În cazul creșterii cristalelor evantai procesul de solidificare este influențat hotărîtor și de alți factori, ceea ce impune o analiză mai atentă a condițiilor de solidificare în cazul apariției acestor cristale.

S-a constatat că aceste cristale apar în două cazuri : în condiții apropiate de cele de echilibru, adică la subrăciri mici, și în condiții îndepărtate de cele de echilibru, adică la subrăciri mari.

În semifabricatele turnate, în funcție de viteza de cristalizare și de gradientul de temperatură în lichidul în curs de solidificare apar regiuni izolate (fig. 1) sau zone întinse cu aceste cristale (fig. 3).

Viteza de cristalizare, în cazul lingourilor turnate semicontinuu, este determinată de viteza de turnare și se poate aprecia ușor pe cale analitică sau pe cale grafică. Gradientul de temperatură în lichidul din conul de solidificare este determinat de temperatura proprie a metalului lichid și de curenții de convecție existenți în lichid.

În funcție de condițiile locale de cristalizare, care pot fi caracterizate prin variația valorii parametrului G/v, în diferite regiuni ale lingourilor apar zone cu cristale echiaxiale, columnare și evantai.

În cazul în care temperatura de turnare este ridicată, iar viteza de cristalizare este mai mică, ceea ce caracterizează condițiile solidificării lingourilor cu secțiuni mari, apar pe

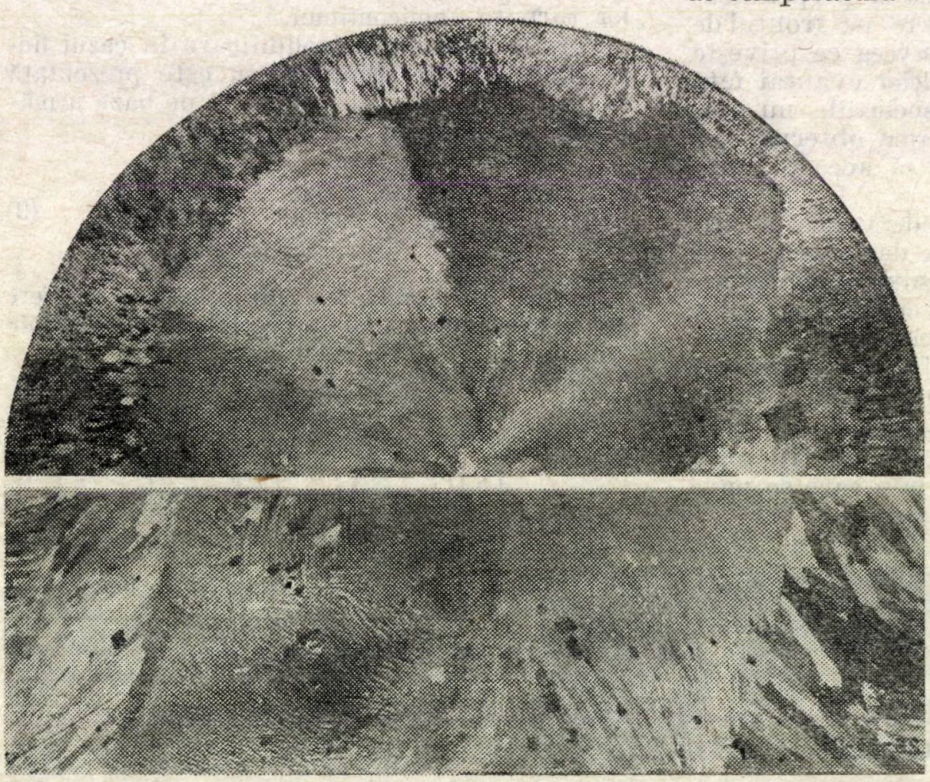


Fig. 3. Macrostructura unui lingou de aluminiu turnat semicontinuu —secțiune longitudinală, transversală

zone întinse sau aproape în întreaga secţiune cristale evantai (fig. 3).

Uneori, chiar în condiţiile tehnologice obişnuite de turnare, apar zone cu cristale evantai datorită repartizării neuniforme a metalului lichid de către plutitor sau datorită introducerii fără plutitor a metalului lichid în conul de solidificare. În astfel de situaţii, zonele cu cristale evantai apar pe direcţia jeturilor de metal cu debit mai mare, ceea ce determină creşterea locală a gradientului de temperatură, precum şi redizolvarea sau spălarea cristalelor germenilor formate pe frontul de solidificare, ceea ce provoacă modificarea locală a acestuia (fig. 4).

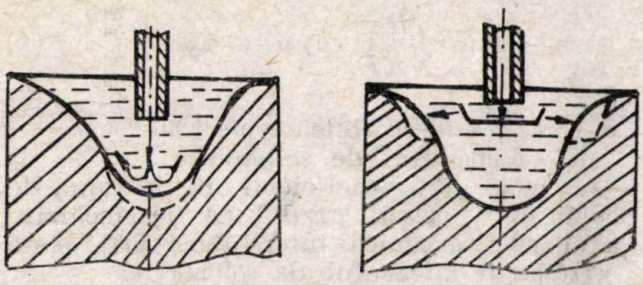


Fig. 4. Modificarea locală a conului de solidificare la turnarea semicontinuă

Aceste fenomene apărute local provoacă modificarea aspectului conului de solidificare, modificări ce nu sînt luate în considerare la analiza generală a formării structurii lingourilor turnate.

Prezenţa cristalelor evantai în structura lingourilor turnate semicontinuu atrage atenţia asupra existenţei unor zone în care condiţiile de cristalizare diferă de cele preconizate în secţiunea lingoului pe baza calculelor analitice.

În urma deformării locale a conului de solidificare, se modifică atît valoarea vitezei de cristalizare cît şi gradientul de temperatură.

La lingourile turnate se preferă obţinerea unei structuri formate numai din cristale echiaxiale fine. Apariţia cristalelor columnare sau evantai duce la formarea texturii, ceea determină neomogenitatea proprietăţilor fizice, mecanice pe secţiunea lingoului, care influenţează, la rîndul lor, proprietăţile tehnologice.

Mai mult, prezenţa cristalelor evantai în lingou duce la creşterea sensibilităţii la fisurare în timpul turnării sau la operaţiile ulterioare de deformare plastică.

În concluzie, în situaţia în care, la lingourile turnate semicontinuu, în structurile obţinute apar cristale columnare şi evantai, care nu sînt în concordanţă cu legile generale de solidificare din lingou, structura obţinută poate fi folosită la analiza condiţiilor locale de cristalizare şi în continuare la îmbunătăţirea parametrilor de turnare pentru obţinerea structurii dorite.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gâdea, S. şi Petrescu, M. *Metalurgia fizică*. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1977.

[2] Varga, B. şi Varga, I. *Studiu asupra formei conului de solidificare la turnare continuă*. În: Metalurgia, R. S. R., nr. 4, 1982, p. 195–196.

[3] Roth, W. şi Schippers, M. *Die Structur der gegossenen Aluminiumblöcke*. În Zeitschrift für Metallkunde, R.F.G., nr. 2, 1956, p. 578–585.

REVISTA REVISTELOR

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 9, 1986

Experimente privind reducerea directă într-un cuptor cu cuvă sub presiune, p. 765 – Detectarea hidrogenului din oţel la temperaturi ridicate, printr-o metodă electrochimică, p. 775 — Analiza fluxului în timpul solidificării aliajelor prin metoda diferenţei finite directe, p. 781 — Exeperimente efectuate pe laminor pentru aplicarea răcirii accelerate combinate cu laminarea controlată la tabla din oţel pentru conducte X 70, p. 790 — Formarea texturii şi comportarea la îmbătrînire a oţelului maraging cu 18% nichel laminat la rece şi austenitizat prin procedeul simulat de recoacere continuă, p. 798 – Efectele microstructurii suprafeţei şi ale compoziţiilor chimice ale oţelurilor asupra formării compuşilor de Fe–Zn în cursul galvanizării continue, p. 807— Influenţa tratamentului termic asupra tenacităţii la rupere şi la fisurare a aliajelor Ti–10V–2F2–3Al, p. 814 — Analiza operaţiei de producere a oţelurilor cu fază dublă microaliate cu crom şi molibden din punctul de vedere al laminării la cald, p. 822 — Rezistenţa la rupere a materialelor supuse fluajului, p. 829 — Sistem de granulare a zgurei de convertizor, p. 840— O nouă metodă pentru estimarea formei zonei coezive în furnale în funcţie de distribuţia temperaturii în pereţi, p. 841— Procedeu cu pulsaţii de amestecare pentru afinarea în oală a oţelului lichid, p. 842 — Noi instalaţii pentru înlocuirea oalei de la maşina de turnare continuă, p. 844 — Controlul automatizat al temperaturii de înfăşurare a benzii la cald cu un aparat pentru răcirea cu perdea a pereţilor, p. 845.

Cercetări privind dirijarea solidificării aliajelor turnate și reducerea consumului de aliaj lichid pentru maselote prin folosirea materialelor termoizolante

Ing. Fl. Ștefănescu, dr. ing. C. Bratu, prof. dr. ing. L. Sofroni și ing. Fl. Badea
Institutul politehnic — București

CZ: 621.747: 669.008.28

Cinetica procesului de solidificare este în mare măsură dependentă de proprietățile termofizice ale materialelor de formare, proprietăți care pot fi modificate în limite destul de largi [1], [2].

Maselotele convenționale au de obicei o greutate de 40—100% din greutatea pieselor turnate. Golurile generate de contracție în aliajul care se solidifică sînt însă de numai cîteva procente din volumul maselotei.

În figura 1, *a* se prezintă bilanțul de aliaj al unei maselote obișnuite în timpul răcirii [3]. Se observă că, pînă la completa solidificare a piesei turnate, numai partea *1—2* din aliajul maselotei servește la compensarea golurilor de

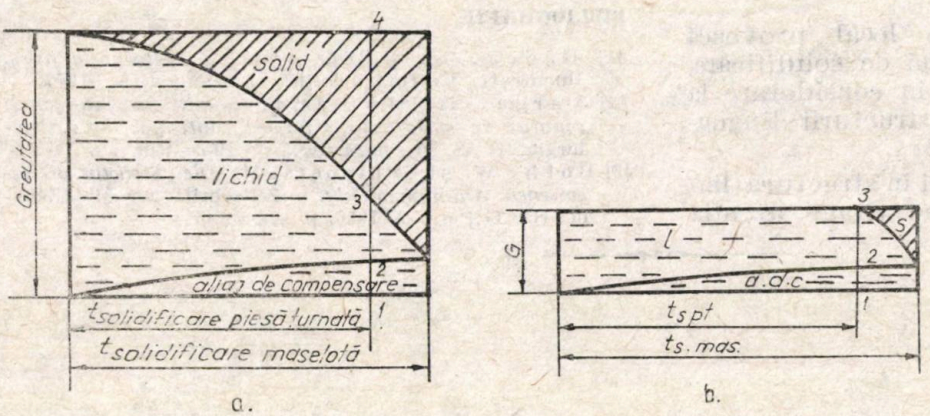


Fig. 1. Bilanțul de aliaj: *a* — pentru o maselotă obișnuită; *b* — pentru o maselotă izolată termic

contracție din produsul turnat. Partea *2—3* rămîne în stare lichidă și asigură funcționarea maselotei, iar cea mai mare parte, porțiunea *3—4*, se solidifică înaintea solidificării piesei turnate.

Prin izolarea termică a maselotei se reduce foarte mult necesarul de aliaj lichid. În figura 1,*b* se prezintă bilanțul de aliaj în cazul folosirii unei maselote izolate, care rămîne în stare lichidă pînă la completa solidificare a piesei turnate.

Maselotele trebuie să îndeplinească două condiții esențiale : să aibă o durată de solidificare mai mare decît cea a piesei turnate ; să conțină suficient aliaj lichid pentru umplerea golurilor de contracție.

Timpul de solidificare t, atît pentru o piesă turnată cît și pentru o maselotă, se poate calcula cu aproximație, utilizînd formula lui Hvorinov modificată :

$$t = \left(\frac{R}{K}\right)^2 \cdot \mu_f \cdot \mu_s \cdot \mu_l \cdot \mu_{\Delta T}, \qquad (1)$$

în care : R este grosimea echivalentă;

K — coeficientul de solidificare ;

μ_f, μ_s, μ_l, $\mu_{\Delta T}$ — coeficienți care țin seamă de configurația piesei, gradul de supraîncălzire a aliajului, mărimea interstițiului aliaj-formă și respectiv intervalul de solidificare.

În cazul turnării piesei și maselotei din același aliaj (μ_s, $\mu_{\Delta T} \simeq 1$) într-o formă realizată din amestec pe bază de nisip cuarțos ($\mu_l = 1$), prima condiție impusă maselotei (la limită) se poate exprima astfel :

$$\left(\frac{R_m}{K_m}\right)^2 \cdot \mu_{fm} = \left(\frac{R_p}{K_p}\right)^2 \cdot \mu_{fp}. \qquad (2)$$

în care indicii m și p se referă la maselotă și respectiv la piesa turnată.

Deoarece volumul aliajului din maselotă descrește în timpul solidificării, ecuația (2) trebuie exprimată astfel :

$$\left(\frac{V_{mr}/A_m}{K_m}\right)^2 \cdot \mu_{fm} = \left(\frac{V_p/A_p}{K_p}\right)^2 \cdot \mu_{fp} \qquad (3)$$

sau :

$$\frac{V_{mr}}{A_m} = \frac{V_p}{A_p} \cdot \frac{K_m}{K_p} \cdot \varphi_f, \qquad (4)$$

în care : V_{mr} este volumul redus al maselotei;
V_p — volumul piesei;
A_m, A_p — suprafeţele de schimb de căldură ale maselotei şi respectiv piesei;
φ_f — factor de formă $= \sqrt{\frac{\mu_{fp}}{\mu_{fm}}}$.

Dacă materialul formei din dreptul maselotei este diferit de cel din zona piesei, raportul K_m/K_p se poate înlocui cu raportul b_m/b_p între coeficienţii de acumulare a căldurii pentru cele două materiale şi ecuaţia (4) devine :

$$\frac{V_{mr}}{A_m} = \frac{V_p}{A_p} \cdot \frac{b_m}{b_p} \cdot \varphi_f. \qquad (5)$$

A doua condiţie pe care trebuie să o îndeplinească maselota este următoarea :

$$V_{mr} = V_m - \beta (V_m + V_p). \qquad (6)$$

în care : β este procentul de aliaj lichid necesar pentru alimentare (în cazul oţelului $\beta \simeq 3\%$).
Folosind relaţia (5), ecuaţia (6) devine :

$$(1 - \beta) \frac{V_m}{V_p} = \frac{A_m}{A_p} \cdot \frac{b_m}{b_p} \varphi_f + \beta, \qquad (7)$$

iar dacă se folosesc materiale diferite pentru partea superioară şi laterală a maselotei ecuaţia (7) capătă următoarea formă :

$$(1 - \beta) \frac{V_m}{V_p} =$$

$$= \frac{A_m\ sup.\ b_m\ sup + A_m\ lat\ b_m\ lat}{A_p \cdot b_p} \varphi_f + \beta. \qquad (8)$$

Rezultate experimentale

Stabilirea compoziţiei amestecurilor termoizolante

Pentru izolarea termică laterală a maselotelor şi realizarea capacelor pentru partea superioară, s-au studiat diferite amestecuri, utilizînd ca materiale termoizolante perlitul expandat şi şamota granulară, iar ca lianţi : argila, silicatul de natriu şi cimentul. Rezultate bune, în ceea ce priveşte rezistenţa mecanică şi proprietăţile termofizice, au dat următoarele compoziţii :

— pentru izolarea laterală a maselotei :
R_1 : 30% perlit; 30% şamotă; 30% nisip de Aghireş; 10% argilă; 25% silicat de natriu; 20% apă;
— pentru izolarea maselotei la partea superioară :
R_2 : 50% perlit; 50% nisip de Aghireş; 40% silicat de natriu; 10% apă;
R_3 : 50% perlit; 40% ciment; 10% argilă; 75% apă.

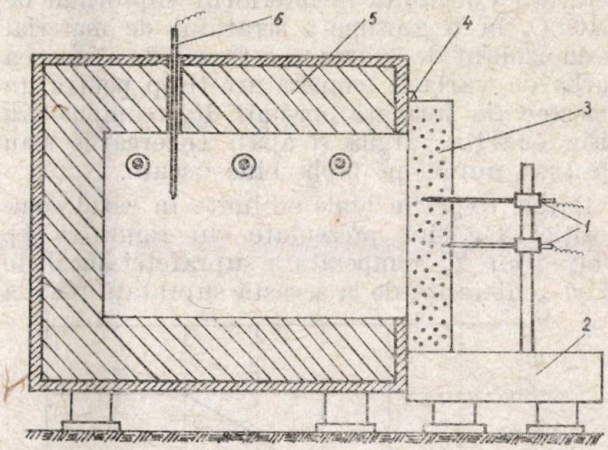


Fig. 2. Instalaţia folosită pentru determinarea variaţiei în timp a temperaturii pe grosimea materialului termoizolant: *1* — termocupluri pentru determinarea temperaturii în probă; *2* — suport; *3* — proba din material termoizolant; *4* — izolaţie din azbest; *5* — cuptor cu bare de silită; *6* — termocuplu pentru măsurarea temperaturii în interiorul cuptorului

Determinarea capacităţii de izolare termică

În scopul testării amestecurilor termoizolante s-au utilizat instalaţia prezentată în figura 2 şi metoda de determinare a coeficentului de acumulare a căldurii folosite în lucrarea [2].
Instalaţia din figura 2 se compune în principal dintr-un cuptor cu bare de silită, cu posibilitate de termoreglare. În locul uşii de acces, în incinta cuptorului s-au montat plăci confecţionate din materiale termoizolante, în care s-au executat găuri la diferite adîncimi. În aceste orificii s-au fixat termocupluri pentru determinarea în timp a evoluţiei temperaturii la diferite distanţe faţă de suprafaţa plăcii care vine în contact direct cu atmosfera cuptorului.

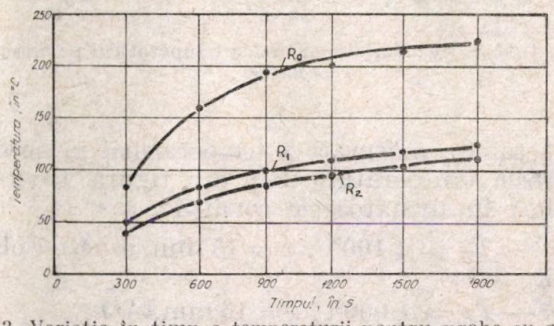


Fig.3. Variaţia în timp a temperaturii pentru probe cu grosimea de 50 mm, realizate din amestecurile R_0, R_1 şi R_2, la o temperatură constantă în interiorul cuptorului de 1 100°C

Pe tot parcursul unei experienţe, temperatura din interiorul cuptorului se menţine constantă. S-a considerat că variaţia temperaturii în timp pe grosimea plăcii este un factor important de apreciere a capacităţii de izolare termică deoarece materialele analizate trebuie să aibă efect din acest punct de vedere pe toată durata procesului de solidificare.

În figura 3 se prezintă rezultatele obţinute în cazul compoziţiilor R_1 şi R_2, pentru o temperatură constantă în interiorul cuptorului de 1 100°C, la o grosime a stratului de material termoizolant de 50 mm. S-a trasat de asemenea curba de variaţie temperatură-timp pentru un amestec de formare obişnuit R_0 (compus din nisip cuarţos, argilă şi apă). Încercările s-au efectuat numai pe probe bine uscate.

Datele experimentale obţinute în cazul compoziţiei R_3 sînt prezentate în figura 4 [4]. Notînd cu T_{si} temperatura suprafeţei încălzite şi cu x distanţa de la această suprafaţă pînă la

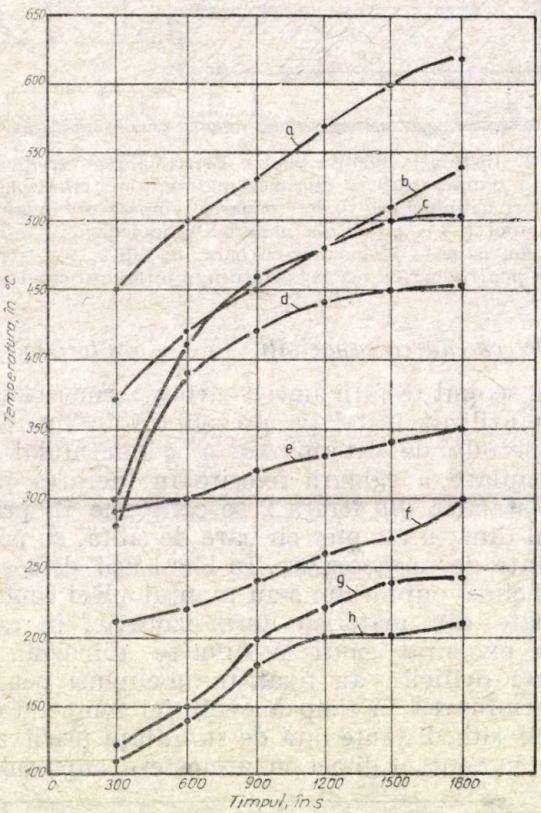


Fig. 4. Modul de variaţie în timp a temperaturii pe grosimea probelor

punctul de măsurare a temperaturii în probă, curbele temperatură-timp din figura 4 au rezultat în următoarele condiţii :

a — $T_{si} = 1\,100$°C, $x = 15$ mm, amestec obişnuit, AO ;

b — $T_{si} = 1\,000$°C, $x = 15$ mm, AO ;

c — $T_{si} = 1\,100$°C, $x = 15$ mm, amestec termoizolant, ATI ;

d — $T_{si} = 1\,000$°C, $x = 15$ mm, ATI ;

e — $T_{si} = 1\,100$°C, $x = 35$ mm, AO ;

f — $T_{si} = 1\,000$°C, $x = 35$ mm, AO ;

g — $T_{si} = 1\,100$°C, $x = 35$ mm, ATI ;

h — $T_{si} = 1\,000$°C, $x = 35$ mm. ATI.

După cum rezultă din figurile 3 şi 4, prin folosirea materialelor termoizolante se poate realiza un transfer de căldură substanţial diminuat între aliaj şi forma de turnare.

Valorile obţinute pentru coeficientul de acumulare a căldurii b_f au arătat că materialele termoizolante analizate au un coeficient b_f cu 45—50% mai mic decît cel al amestecurilor de formare obişnuite.

Influenţa materialelor termoizolante asupra modului de înaintare a frontului de solidificare

Gradul de dirijare a procesului de solidificare se poate aprecia dacă se cunoaşte variaţia în timp a grosimii de aliaj solidificat. Această variaţie depinde de numeroşi parametri, dar, în condiţiile turnării aceluiaşi aliaj, la aceeaşi temperatură de turnare, viteza de formare a fazei solide depinde în mod hotărîtor de proprietăţile termofizice ale amestecului de formare.

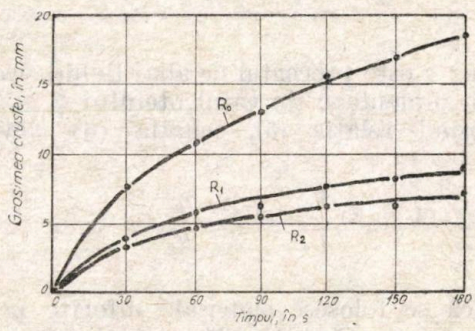


Fig. 5. Modul de înaintare a frontului de solidificare pentru diferite amestecuri de formare folosite

Grosimile crustei solidificate în funcţie de timp, obţinute la turnarea unui oţel carbon într-o probă cu dimensiunile Ø 100 × 100, utilizînd ca amestecuri de formare compoziţiile R_0, R_1 şi R_2, rezultă din figura 5.

Se observă că efectul de izolare termică este puternic chiar de la începutul perioadei de solidificare a aliajului.

Influenţa materialelor termoizolante asupra configuraţiei şi mărimii macroretasurii

Pentru determinarea efectului izolării termice asupra configuraţiei şi mărimii macroretasurii s-au turnat probe din oţel carbon. Dimensiunile modelelor utilizate şi modul de aplicare a materialului termoizolant (R_1) rezultă din figura 6.

Secţionînd longitudinal probele turnate (fig. 7), s-a constatat că în zona mai subţire dar cu înveliş termoizolant se obţine o macroretasură

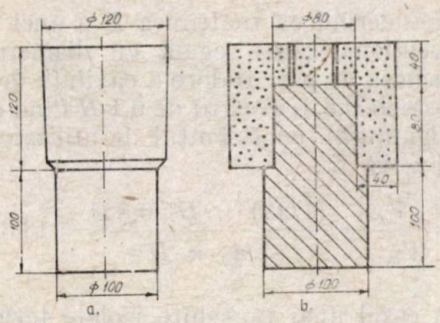


Fig. 6. Probele utilizate pentru determinarea configurației macroretasurii:
a — fără amestec termoizolant; *b* — cu înveliș termoizolant

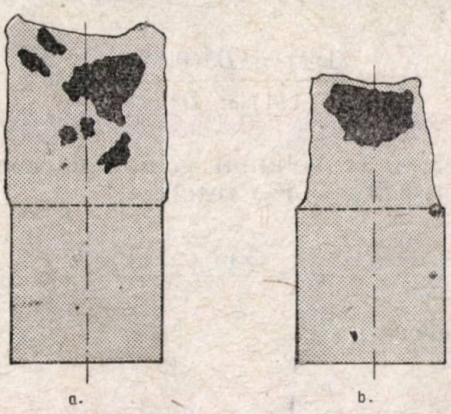


Fig. 7. Secțiunile longitudinale prin probele turnate pentru determinarea configurației macroretasurii:
a — fără amestec termoizolant; *b* — cu înveliș termoizolant

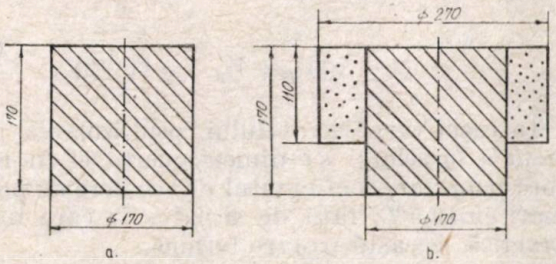


Fig. 8. Probele folosite pentru determinarea volumului macroretasurii: *a* — proba martor; *b* — proba izolată termic parțial în partea laterală

foarte concentrată. Se demonstrează astfel posibilitatea proiectării unei maselote izolate termic cu grosimea echivalentă inferioară celei a piesei pe care o alimentează.

Concentrarea cavității generate de contracție înseamnă o diminuare a pericolului de pătrundere a acesteia în piesa turnată.

Pornind de la această observație s-au turnat alte probe (fig. 8) pentru determinarea volumului macroretasurii deschise. În scopul reducerii pierderilor de căldură pe la partea superioară s-au întrebuințat materiale termoizolante sub formă pulverulentă.

Volumul macroretasurii obținut în cazul probei izolate termic pe o porțiune laterală a fost de 55 cm^3, de peste două ori mai mare decît volumul cavității determinat pe proba martor, care a fost de numai 21 cm^3, la o adîncime de pătrundere mai mare.

Creșterea dimensiunilor în plan orizontal ale macroretasurii, concomitent cu o reducere a înălțimii, rezultînd un volum mai mare al cavității de contracție, evident în detrimentul volumului de microretasuri, are un efect pozitiv asupra compactității aliajului turnat.

Determinarea timpului de acționare a maselotelor

Cunoașterea timpului de răcire a maselotei este importantă deoarece principala condiție pe care trebuie să o îndeplinească o maselotă este ca durata sa de solidificare să fie mai mare decît durata de solidificare a piesei pe care o alimentează.

Timpul de răcire, pentru cazul *maselotelor deschise* de formă cilindrică, izolate lateral cu ajutorul unor bucșe termoizolatoare confecționate din material R_3, s-a determinat prin trasarea curbelor temperatură-timp, folosind un termocuplu de imersie montat în axa termică a maselotei. S-a turnat un aliaj Al-Si la temperatura de 680°C, în probe cu diametrele de 50, 65 și 75 mm și înălțimea de 120 mm, pentru diferite grosimi ale bucșelor.

Rezultatele experimentale obținute sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Timpul de acționare a unor maselote deschise

Diametrul maselotei, mm	Grosimea bucșei, mm	Timpul de răcire pînă la solidificarea completă a aliajului, s
50	0	180
	32	270
	37	330
	42	390
65	0	210
	32	320
	37	380
	42	440
75	0	360
	32	630
	37	680
	42	790

Se poate observa că, în cazul probelor turnate prin folosirea bucșelor termoizolatoare, se poate mări în limite largi timpul de acționare a maselotelor.

O analiză similară s-a efectuat pentru *maselotele închise*, utilizînd proba prezentată în figura 9.

Turnarea probelor s-a realizat prin punctul *A*, iar determinarea evoluției temperaturii în timp s-a făcut cu ajutorul unui termocuplu montat în punctul *B* (în zona de racord dintre maselotă și piesa turnată).

S-a stabilit timpul de răcire a aliajului pînă la solidificarea sa completă pentru diferite suprafețe din maselotă acoperite cu material termoizolant (suprafețe care se pot exprima cu ajutorul zonelor I—VII din figura 9), într-un strat cu grosimea constantă de 30 mm.

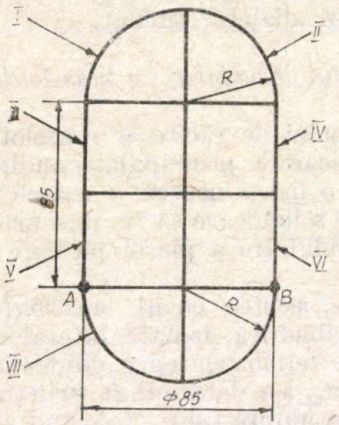


Fig. 9. Proba utilizată pentru determinarea timpului de acționare a unei maselote închise

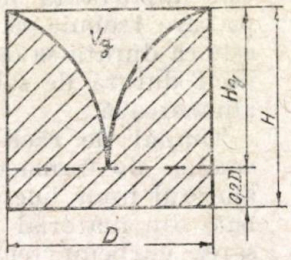


Fig. 10. Forma golului de contracție într-o maselotă convențională

Datele experimentale obținute sînt trecute în tabelul 2.

Rezultă că la același grad de acoperire efectul de izolare termică este mai mare în cazul 4 decît în cazul 3.

Tabelul 2

Timpul de acționare a unei maselote închise

Suprafața izolată termic	Timpul de răcire pînă la solidificarea completă a aliajului, s
0	1440
I + II	1680
I + III + V + VII	1980
I + II + III + IV	2220
I + II + III + IV + V + VI	2520

Prin izolarea aproape completă a maselotei timpul de acționare a acesteia crește față de cazul unei maselote fără înveliș termoizolator cu 75%.

Efecte economice

Volumul golului de contracție V_g se poate calcula cu aproximație folosind următoarea ecuație (fig. 10) [3]:

$$V_g = \frac{1}{24} \cdot \pi \cdot D^2 \cdot H_g. \qquad (9)$$

în care : D este diametrul maselotei ;
H_g — înălțimea (adîncimea) golului de contracție.

Considerînd că înălțimea H a unei maselote convenționale este egală cu diametrul și că adîncimea de pătrundere a cavității de contracție este de 0,8 H (restul de 0,1 H fiind o grosime de siguranță), coeficientul de utilizare a maselotei η va fi :

$$\eta = \frac{V_g}{V_{mas}} = \frac{(1/22) \cdot \pi \cdot D^2 \cdot 0{,}8\, D}{(1/4) \cdot \pi \cdot D^3} = 13{,}3\%. \qquad (10)$$

În cazul unei maselote izolate termic ideal, golul de contracție se poate considera ca fiind de formă cilindrică. Pentru $H/D = 1$ și $H_g/H = 0{,}8$, coeficientul de utilizare a maselotei va fi :

$$\eta = \frac{(1/4) \cdot \pi \cdot D^2 \cdot 0{,}8 \cdot D}{(1/4) \cdot \pi \cdot D^3} = 80\%.$$

Dacă se ia volumul golului de contracție egal cu $\beta\,(V_m + V_p)$ rezultă :

$$\eta = \frac{\beta\,(V_m + V_p)}{V_m} \qquad (11)$$

de unde :

$$\frac{V_m}{V_p} = \frac{\beta}{\eta - \beta}. \qquad (12)$$

Coeficientul de scoatere s se poate determina astfel cu relația :

$$s = \frac{V_p}{(1-\eta)V_m + V_p} = \frac{\eta - \beta}{\eta\,(1-\beta)}. \qquad (13)$$

În cazul turnării oțelului, prin izolarea perfectă a maselotei și dimensionarea ei în mod corespunzător, coeficientul de scoatere se poate mări cu 19,5%, față de situația în care nu se practică această izolare termică.

Principalele avantaje economice care se obțin prin utilizarea învelișurilor termoizolante pentru maselote constau în reducerea consumului de aliaj lichid, micșorarea consumului de energie și îmbunătățirea compactității aliajelor turnate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ștefănescu, Fl., Sofroni, L. și Bratu, C., *Cercetări experimentale privind dirijarea procesului de solidificare a aliajelor prin modificarea proprietăților termofizice ale amestecurilor de formare.* În: Metalurgia R.S.R., nr. 12, 1984, p. 662—664.

[2] Bratu, C., Ștefănescu, Fl. și Geczo, L. *Cercetări privind influența unor factori asupra proprietăților termofizice ale formelor de turnare.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 6, 1985, p. 296—330.

[3] Yaohe, Z. *A study on insulated risers.* Al 45-lea Congres Internațional de Turnătorie, Madrid, 1979.

[4] Sofroni, L., Ștefănescu, Fl., Badea, Fl. și Savu, M.L. *Cercetări privind reducerea consumului de aliaj lichid la obținerea pieselor turnate prin izolarea termică a maselotelor.* Lucrare prezentată la Sesiunea de comunicări științifice și tehnice, I.M.G.B., 1986.

Dr. ing. M.Ienciu, dr. ing. P., Moldovan,
ing. Lidia Cristea și
ing. Gabriela Popescu
Institutul politehnic — București

Cercetări privind elaborarea și caracteristicile cuprului microaliat cu crom și zirconiu — material special destinat tehnicii de vîrf

CZ : 669.38 : 669.26

Considerații generale și scopul cercetării

Unul din procedeele de obținere a cuprului sau a aliajelor pe bază de cupru cu proprietăți fizico-mecanice și tehnologice remarcabile, destinate domeniilor de vîrf ale tehnicii (aeronautică, electronică, automatică, electrotehnică, energetică nucleară etc.) are la bază microalierea cu elemente rare (Cr, La, Ce etc.).

Elemente ca zirconiu, crom, cobalt ș. a. la conținuturi reduse îmbunătățesc refractaritatea și proprietățile mecanice ale cuprului fără a scădea sensibil conductibilitatea electrică și termică.

Aceste elemente de microaliere măresc temperatura de topire și de recristalizare a cuprului și formează faze noi cu o structură complexă.

În vederea realizării unui complex de proprietăți solicitate în practică, se recomandă o microaliere complexă a cuprului pentru apariția unor faze intermetalice de tipul Cr_2Zr, Cr_2Ti, NiBe, Ni_2Si, Ni_3Al etc., care influențează pozitiv refractaritatea cuprului. Aceste faze se separă cu viteză mică din soluția solidă cu care coexistă la temperaturi ridicate, coagulează greu și au o refractaritate ridicată. De asemenea, conținutul acestor elemente în cupru se alege astfel încît solubilitatea lor la temperatura de revenire (400—500°C) să fie minimă, pentru a asigura o duritate ridicată, prin dispersia fazelor nou create [1].

Adaosurile concomitente de crom și zirconiu duc la creșterea rezistenței electrice în stare călită și la îmbunătățirea proprietăților cuprului după revenire. La un adaos de crom și zirconiu într-un raport apropiat de compoziția compusului $ZrCr_2$, nu se mai constată apariția anomaliilor pe curbele dependenței proprietăților de compoziție. De asemenea, zirconiul duce la creșterea numărului de centri de cristalizare, modifică energia la limita de separare și încetinește difuzia, favorizînd dispersia mare a particulelor care durifică aliajul.

Conform diagramei de echilibru a sistemului Cu—Cr [2] (fig. 1), solubilitatea cromului în cupru este de 0,65 % la 183°C și scade la 0,02 % la 300°C.

Din diagrama de echilibru Cu—Zr [2] se constată că se formează mai mulți compuși intermetalici : $ZrCl_3$(1 115°C), Zr_2Cu_5 (1 070°C), Zr_2Cu_3 (895°C), ZrCu (930°C) și Zr_2Cu (1 000°C) (fig. 2).

Avînd o solubilitate redusă în cupru, zirconiul în exces precipită sub formă de $ZrCu_3$, dînd posibilitatea îmbunătățirii caracteristicilor prin tratament termic, respectiv călire (menținere la 930—950°C, timp de 1—2 ore, răcire în apă) și revenire (la 460—470°C timp de 3—4 ore) [3].

Zirconiul adăugat în cupru elimină de asemenea efectul negativ al bismutului și plumbului.

În sistemul ternar Cu—Cr—Zr se formează compusul Cr_2Zr, care îmbunătățește simultan conductibilitatea electrică și proprietățile mecanice ale cuprului.

Bronzurile cu zirconiu au o largă utilizare în industria electrotehnică, electronică și nucleară, fiind destinate obținerii conductorilor electrici cu diametre foarte mici, a pieselor turnate sau forjate, cu conductibilitate electrică ridicată, care funcționează în condiții dificile, a electrozilor de sudură, a contactelor electrice etc.

Scopul lucrării actuale este de a stabili condițiile optime de elaborare a cuprului microaliat cu crom și zirconiu—materiale speciale neferoase destinate domeniilor de vîrf ale tehnicii actuale și de perspectivă.

Tehnica de cercetare experimentală

Elaborarea materialelor speciale pe bază de cupru s-a realizat într-un cuptor electric cu inducție cu creuzet cu capacitatea de 8 kg, frecvența de lucru 8 000 Hz, puterea instalată de 30 kW.

Ținînd seamă de afinitatea față de oxigen a cromului și a altor elemente de aliere și, deci, de capacitatea lor de dezoxidare (fig. 3), de scăderea solubilității cromului în cupru, în prezența oxigenului, pentru reducerea pierderilor prin ardere (oxidare) a acestor elemente, cuprul s-a supus dezoxidării după topire și supraîncălzire [4].

Dezoxidarea s-a realizat cu magneziu introdus ca prealiaj CuMg10 în proporție de 400 g Mg/t Cu conform reacției :

$$[O]_{Cu} + Mg = MgO \qquad (1)$$

Eliminarea particulelor de MgO, Cu_2O și a altor incluziuni nemetalice (macro- și microincluziuni, cu dimensiuni mai mari de 30 μm)

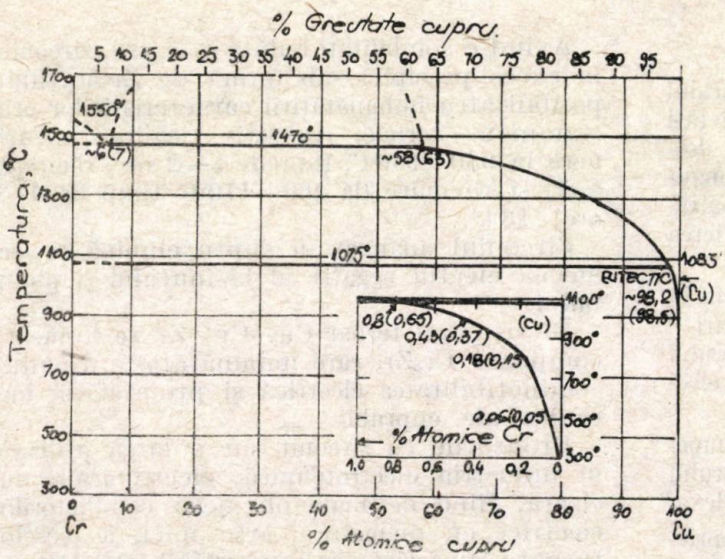


Fig. 1. Diagrama de echilibru fazică a sistemului Cu—Cr [2]

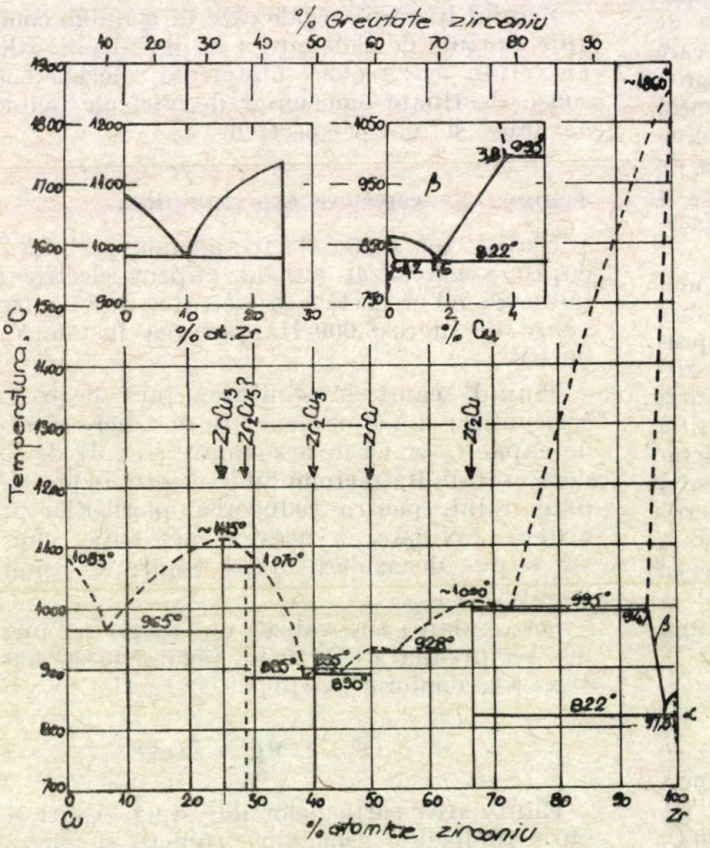


Fig. 2. Diagrama de echilibru fazică a sistemului Cu—Zr[2]

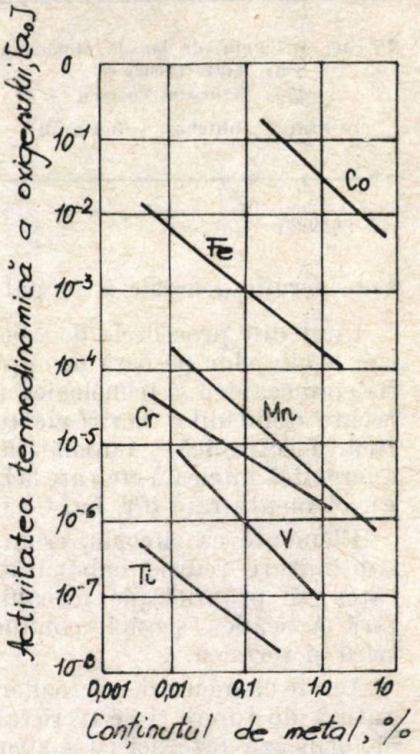


Fig. 3. Capacitatea de dezoxidare a diferitelor elemente de aliere a cuprului la 1 200°C [4]

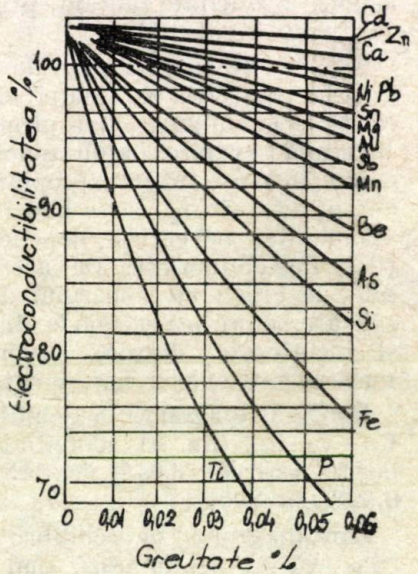


Fig. 4. Dependența dintre conținuturile reziduale de elemente dezoxidante și electroconductibilitatea cuprului [5]

s-a realizat prin filtrarea topiturii pe filtru inert, refractar.

Alegerea magneziului ca dezoxidant se bazează pe creşterea neînsemnată a rezistivităţii cuprului faţă de dezoxidarea cu fosfor (fig. 4) [5].

Pentru alierea cuprului cu crom şi zirconiu s-au utilizat prealiaje binare CuCr12 şi CuZr10 elaborate în acelaşi cuptor.

Protecţia băii metalice contra oxidării s-a realizat cu fluxuri de acoperire: CaF_2 50%, Na_2CO_3 45%, Na_3AlF_6 5% şi negru de fum.

Viteza de dizolvare a cromului şi respectiv a zirconiului în cupru s-au calculat conform relaţiilor lui Berthand:

$$\frac{dn_b}{dt} = K_c \frac{S}{V} (n_s - n_b) \qquad (2)$$

în care:

K_c este constanta vitezei de dizolvare, m/s;
S — aria suprafeţei interfazice, m²;
V — volumul de cupru lichid, m³;
n_b şi n_c — concentraţia de Cr sau de Zr în cupru la un moment dat şi respectiv la saturaţie, mol/m³;
t — durata dizolvării, s.

S-a observat că datele experimentale privind viteza de dizolvare concordă bine cu datele calculate, în sensul că viteza de dizolvare a cromului în cupru este mai mică decît a zirconiului şi ambele valori sînt mai mici în prezenţa chiar a unei cantităţi reduse de oxigen dizolvat în baia metalică de cupru.

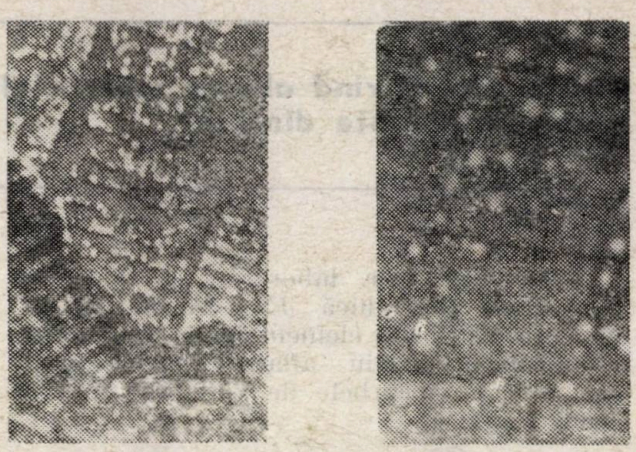
Din şarjele elaborate s-au prelevat probe care s-au supus determinărilor compoziţiei chimice, proprietăţilor mecanice şi electrice.

Rezultatele cercetărilor experimentale

În stare turnată microstructura cuprului microaliat cu crom şi zirconiu este dendritică (fig. 5, *a*). După tratamentul termic de călire de punere în soluţie la 900°C şi revenire la 550°C se observă în microstructură (fig. 5, *b*) precipitări fine, globulare de compus Cr_2Zr confirmate şi de studiul la microsonda electronică, dispersate, ce durifică aliajul.

Unele proprietăţi mecanice (rezistenţa la rupere la tracţiune, alungirea şi duritatea) sînt prezentate în tabelul 1.

Rezistivităţile electrice la un conţinut constant de crom (0,85%), variază între 1,8 şi 2,5 $\Omega m \times 10^6$, de unde rezultă conţinutul optim de zirconiu (0,1%), la care rezistivitatea electrică este cea mai scăzută. Aceste materiale sînt recomandate pentru industria electro-



a *b*

Fig. 5. Microstructuri ale cuprului microaliat: *a* — în stare turnată; *b* — după tratament termic

Tabelul 1

Proprietăţi fizico-mecanice ale cuprului microaliat

Proba nr.	Conţinut de Zr, %	Rezistenţa la tracţiune la rupere, daN/mm²	Alungirea, %	Duritatea, HB	
				în stare turnată	în stare ecruisată
1	0,1	14,0	10	60,5	103,5
16	0,3	19,0	14,7	61	90,0
23	0,5	18,0	14,7	55	88
27	0,7	20,0	14,7	57	96,00
36	0,9	19,20	14,7	54	98,50

tehnică. Materialele cu 0,6—0,7% Zr şi 0,85% Cr sînt cele mai indicate (în stare tratată termic) în domeniile în care se cer durităţi mari şi conductibilitate bună (70—80% IACS).

BIBLIOGRAFIE

[1] Ienciu M., Moldovan P., Panait N., Groza, Ioana, Buzatu, M., Marinescu, Daniela: *Elaborarea şi turnarea aliajelor neferoase*. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1982, p. 148—150 şi 155—156.

[2] Hansen M., Anderko K.: *Constitution of binary alloys*, New York Mc Graw-Hill Book Comp., 1958, p. 524 şi 656.

[3] Reverchon M. F. *Tratamentul termic al cuprului şi aliajelor sale*. În: Traitement Thermique, Franţa, 1978, nr. 121, ian., pag. 55.

[4] x x x: Tvetnie metalli, Izdatelistvo metallurghia, Moscova, nr. 9, 1980, pag. 77.

[5] Ienciu M., Brabie V. Moldovan, P., Drăgănescu, D., Zaharia, N., Buletin I. P. Bucureşti, Tomul XLIII — 1981, nr. 1 p. 101.

Considerații privind alierea superficială a pieselor turnate din oțel

Prof. dr. doc. ing. Fl. Oprea
Universitatea din Galați
și ing. Gh. T. Pop
Combinatul de utilaj greu — Iași

CZ : 621.746.01

Determinările de laborator, efectuate cu microsonda electronică JXA-3A, au pus în evidență distribuția elementelor de aliere — aluminiu, siliciu, zirconiu — aflate în stratul superficial, precum și curbele de variație a acestor elemente (fig. 1).

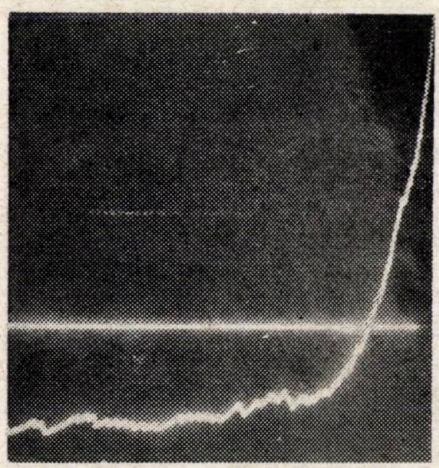


Fig. 1. Repartiția aluminiului pe grosimea stratului superficial

Analizele de laborator efectuate pe cale chimică au scos în evidență conținutul de elemente de aliere din stratul superficial, compoziție prezentată în tabelul 1. S-a determinat prin această metodă conținutul total de elemente aflate în stare metalică și în combinații oxidice complexe.

Tabelul 1

Conținutul de elemente din stratul superficial depus pe oțel carbon

Nr. probei	Al, %	Si, %	Zr, %	Fe, %
A.1	8,7	4,3	—	rest
A.2	10,3	4,0	—	rest
A.3	14,2	3,8	—	rest
B.1	—	6,1	2,1	rest
B.2	—	8,3	2,6	rest
B.3	—	10,7	2,6	rest
AB.1	11,5	6,3	1,3	rest
AB. II	11,0	6,8	1,7	rest

Compoziția și structura combinațiilor oxidice din stratul superficial au fost determinate prin analize roentgenografice utilizîndu-se difractometrul cu raze X tip DRON-3. În acest mod s-a pus în evidență prezența oxizilor refractari de tipul Al_2O_3, ZrO_2, SiO_2, Cr_2O_3 și a combinațiilor dintre acești oxizi ca $ZrSiO_4$, $ZrSiO_2$.

Principalele proprietăți fizice ale stratului superficial depus prin turnare pe aliaje feroase sînt : grosimea stratului, determinată microscopic pe probe metalografice, cu valori între 0,4 și 1,10 mm în funcție de natura aliajului de turnare și de grosimea peretelui piesei turnate, densitatea stratului metaloceramic, determinată atît prin calcul — în funcție de compoziția chimică — cît și prin măsurători fizice. Valorile determinate au fost cuprinse între 4,6 și 5,4 gf/cm³ în funcție de natura elementelor de aliere utilizate ; porozitatea stratului superficial este cuprinsă între 8 și 12%, în funcție de natura aliajului de turnare și a elementelor de aliere. Porozitatea s-a determinat la microscop pe probe metalografice : aderența stratului superficial la metalul de bază s-a determinat prin metoda termică conform STAS 7293—81. Prin încălzirea probelor la 350°C și răcire bruscă în apă apar tensiuni datorate diferenței de dilatare termică între stratul superficial și metalul de bază.

Toate probele încercate s-au comportat corespunzător : nu s-au constatat fenomene de exfoliere sau umflare pe suprafața stratului.

Scopul esențial al tehnologiei de acoperire superficială constă în obținerea pe suprafața pieselor turnate a unui strat pasivat și refractar cu proprietăți deosebite, comparabile cu cele ale oțelurilor și fontelor aliate cu Cr, Ni, Mo, V, Ti, Zr etc.

Cercetările experimentale efectuate au urmărit să stabilească performanțele ce se pot obține în ceea ce privește rezistența la coroziunea chimică, refractaritatea și rezistența la șoc termic.

Rezistența la coroziune chimică se caracterizează prin viteza foarte redusă de degradare a suprafeței care este expusă în contact cu agenții oxidanți lichizi sau gazoși, la temperatura ambiantă sau la temperaturi ridicate.

Încercarea la coroziune chimică a probelor de oțel acoperite superficial s-a efectuat prin metoda imersiei alternative în mediu de acid azotic concentrat.

Refractaritatea este una dintre cele mai importante și semnificative proprietăți tehnologice ale stratului superficial, reprezentînd stabilitatea fizico-chimică la temperaturi ridicate pînă la 1 000°C.

Studiile de laborator cu difractometru cu raze X au scos în evidență următoarele aspecte privind refractaritatea stratului superficial :

Tabelul 2

Comportarea probei la coroziune în funcție de compoziția pastei de aliere

Compoziția pastei de aliere, %	Durata unui ciclu			Nr. de cicluri	Comportarea probei la coroziune
	Totală	Imersie	Emersie		
50 % Al 50 % SiO_2	60	30	30	10	stabilă
60 % Al 40 % SiO_2	60	30	30	15	foarte stabilă
60 % Al 40 % ZrO_2	60	30	30	15	foarte stabilă
60 % FeSiZr 40 % ZrO_2	60	30	30	20	stabilă
40 % Al—20 % FeSiZr 40 % ZrO_2	60	30	30	15	foarte stabilă
35 % Al—25 % FeSiZr 40 % ZrO_2	60	30	30	20	stabilă

— la alierea cu aluminiu a fost pusă în evidență alumina sub formă de $\gamma\ Al_2O_3$ provenită din $\alpha\ Al_2O_3$ conform reacției:

$$\alpha\ Al_2O_3 \underset{}{\overset{1\,100^{\circ}C}{\rightleftharpoons}} \gamma\ Al_2O_3$$

— în stratul superficial aliat cu zirconiu sub formă de aliaj complex FeSiZr s-a pus în evidență compusul oxidic înalt refractar $ZrSiO_4$ alcătuit din 62,4 %ZrO_2 și 36,4 % SiO_2;

— aluminiul metalic din stratul superficial are rolul atît de a lega între ei oxizii refractari cît și de a conferi refractaritate oțelurilor, așa cum se prezintă în figura 2.

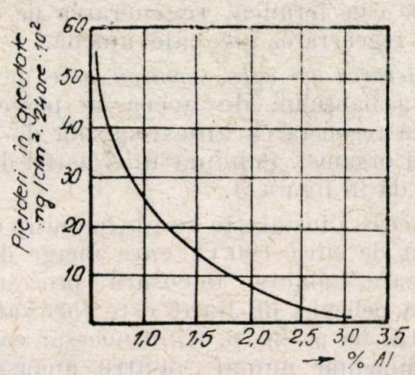


Fig. 2. Influența aluminiului asupra refractarității oțelului

În tabelul 3 sînt prezentate încercările la refractaritate ale probelor acoperite superficial.

Rezistența la șoc termic este a treia proprietate tehnologică deosebită a stratului superficial. Comportarea foarte bună la șoc termic se explică prin structura metaloceramică a stratului superficial și prin aderența puternică a acestuia la masa metalică de bază a piesei turnate.

Tabelul 3

Încercările la refractaritate ale probelor acoperite superficial

Compoziția chimică a pastei de aliere, %	Parametrii încercării				Gradul de rezistență la coroziune
	Temperatura de încercare, °C	Durata de încercare cald/rece, ore	Mediul de expunere	Comportarea probei	
Al—50 SiO_2—50	1000	7×16 7×8	gaze de ardere	foarte bine	foarte stabil
Al—50 SiO_2—50	1100	7×16 7×8	idem	bine	stabil
Al—60 ZrO_2—40	1100	7×16 7×8	idem	foarte bine	foarte stabil
FeSiZr—60 ZrO_2—40	1100	7×16 7×8	idem	nesatisfăcător	relativ stabil
Al—40 FeSiZr—20 ZrO_2—40	1100	7×16 7×8	idem	foarte bine	foarte stabil
Al—40 FeSiZr—25 ZrO_2—40	1100	7×16 7×8	idem	bine	stabil

Tabelul 4

Rezultatele încercării la șoc termic ale probelor acoperite superficial

Compoziția chimică a pastei de aliere, %	Temperatura de încălzire, °C	Viteza de încălzire, °C/min	Modul de răcire	Nr. de cicluri	Mediul de răcire	Comportarea probei
Al—50 SiO_2—50	1 000	100	răcire forțată	15	apă	foarte bine
Al—50 SiO_2—50	1 000	100	idem	15	apă	bine
Al—60 ZrO_2—40	1 000	100	idem	15	apă	foarte bine
FeSiZr—60 ZrO_2—40	1 000	100	idem	15	apă	bine
Al—40 ZrO_2—40	1 000	100	idem	15	apă	foarte bine
Al—35 ZrO_2—40	1 000	100	idem	15	apă	foarte bine

Considerații asupra regenerării amestecurilor de formare prin frecare umedă *(Lucrare de sinteză)*

Prof. dr. ing. S. Buzilă
Institutul politehnic-București

CZ : 621.742.4

Prin regenerarea amestecului de formare, în cadrul prezentei lucrări, se înțelege îndepărtarea componentelor nocive din amestecurile de formare care s-au folosit la turnarea pieselor din oțel, fontă sau aliaje neferoase.

Adăugarea de materiale noi (nisip nou, liant, cărbune etc.) în amestecurile de formare folosite nu înseamnă regenerare ci împrospătare.

Datorită șocului termic la care este supus amestecul de formare la contactul cu aliajul lichid, granulele de nisip crapă, astfel că amestecul de formare nu mai are permeabilitatea corespunzătoare. Lianții organici ard, iar cei anorganici se degradează ca urmare a pierderii apei de cristalizare, deci amestecurile de formare nu mai au proprietăți mecanice corespunzătoare.

Pentru refolosirea amestecului de formare se recurge la lianți noi, care să compenseze liantul degradat la turnare. Cu toate acestea, rezistența la compresiune a amestecului de formare scade cu numărul de turnări, așa cum se arată în figura 1. Scăderea rezistenței mecanice se explică prin faptul că, la fiecare preparare, granulele de cuarț se învelesc cu o peliculă nouă de liant și, ca urmare, contactul dintre granule nu se mai realizează direct, ci prin intermediul liantului, așa cum se prezintă în figura 2.

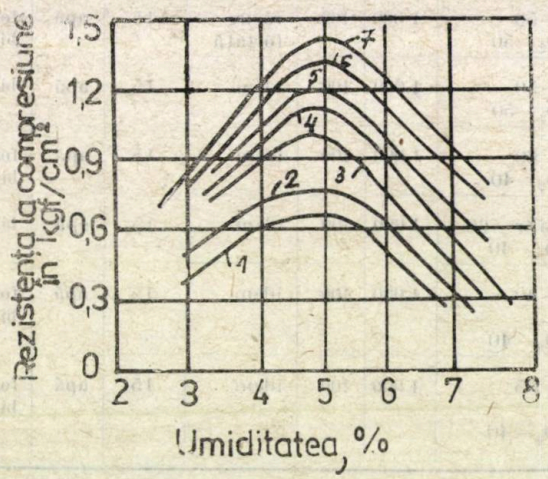


Fig. 1. Variația rezistenței la compresiune cu numărul de turnări

Procesul de regenerare cuprinde trei etape caracteristice : pregătirea amestecului de formare pentru regenerare ; desprinderea liantului de pe suprafața granulelor de nisip; separarea peliculei de liant și a componentelor degradate, de nisipul regenerat.

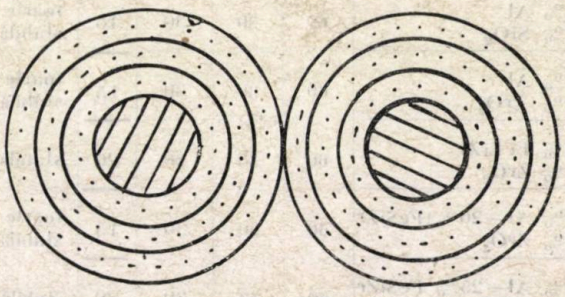


Fig. 2. Granule de cuarț învelite cu straturi de liant

De obicei instalațiile de regenerare efectuează și o sortare granulometrică a nisipului regenerat.

Indiferent de utilajul folosit pentru regenerare, nisipul regenerat nu trebuie să coste mai mult decît nisipul nou (proaspăt) și să nu fie inferior calitativ acestuia.

Dintre etapele procesului de regenerare, numai desprinderea peliculei de liant este o operație specifică regenerării.

Metode și utilaje folosite pentru regenerarea amestecurilor de formare

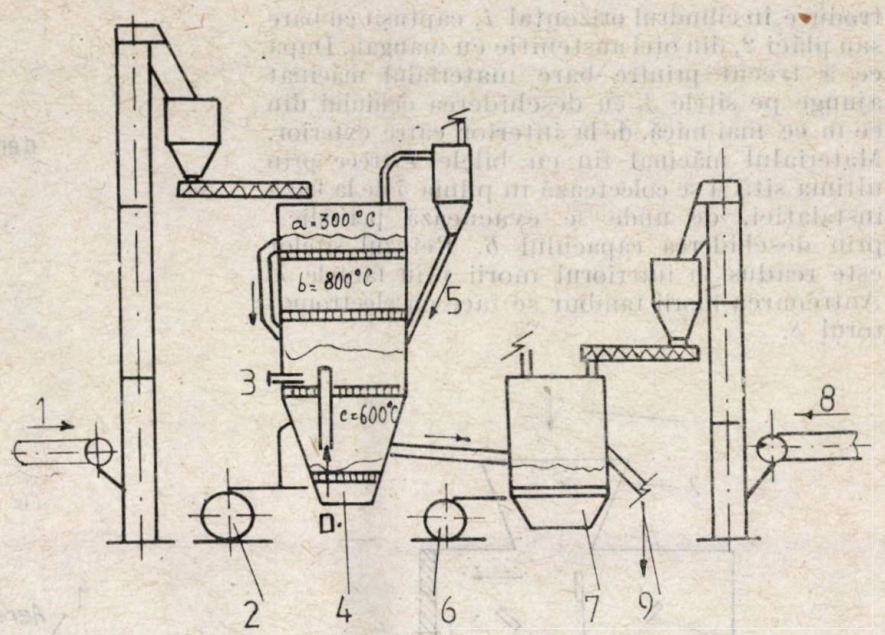
În cadrul prezentei lucrări, metodele de regenerare se clasifică în trei categorii : regenerarea pe cale termică, regenerarea pe cale uscată și regenerarea pe cale umedă.

Regenerarea pe cale termică este de fapt o ardere a liantului, de aceea se poate aplica numai la regenerarea amestecurilor de formare ca lianți organici. Schema unei astfel de instalații se dă în figura 3.

Din această instalație se obține nisip cu temperatura de circa 180°C, care merge direct la peliculizare. Căldura necesară procesului de ardere a peliculei de liant este furnizată chiar de liantul de pe nisip, fiind necesar combustibil suplimentar numai pentru amorsarea arderii.

Pentru *regenerarea pe cale uscată*, în literatura de specialitate se descriu mai multe tipuri constructive de utilaje dar toate se pot clasifica în două mari categorii : aparate de regenerare prin șoc mecanic și aparate de regenerare prin frecare uscată.

Fig. 3. Schema unei instalații de regenerare pe cale termică, pentru nisip cu rășini termoreactive: *1* — amestec folosit sfărîmat și separat magnetic; *2* — ventilator; *3* — arzător; *4* — cuptor de calcinare; *5* — părți fine; *6* — ventilator; *7* — instalație de răcire; *8* — nisip nou, umed; *9* — nisip regenerat



Aparate de regenerare prin șoc mecanic

În figura 4 se prezintă schema de lucru a unui aparat de regenerare prin șoc mecanic. Amestecul de formare *1*, sfărîmat și separat magnetic, se introduce prin pîlnia *2* în utilajul de regenerare compus dintr-un rotor *4*, cu pelete *3*, care se rotesc cu viteză mare și proiectează amestecul de formare pe carcasa aparatului.

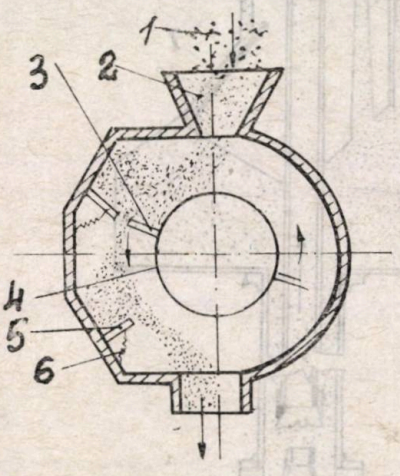


Fig. 4. Concasorul cu șocuri

Plăcile *5*, din oțel rezistent la uzură abrazivă, sînt prevăzute cu resorturile *6*, care permit rotirea plăcilor atunci cînd intervine o bucată metalică care nu poate trece prin spațiul rămas între palete și plăcile din oțel. Utilajul cunoscut în literatura de specialitate sub denumirea de concasor cu șocuri se poate aplica numai la amestecuri de formare uscate.

Regeneratorul planetar (fig. 5) se poate folosi și la amestecuri de formare crude. Amestecul de formare, sfărîmat și separat magnetic, pătrunde prin pîlnia *1* și ajunge pe conurile

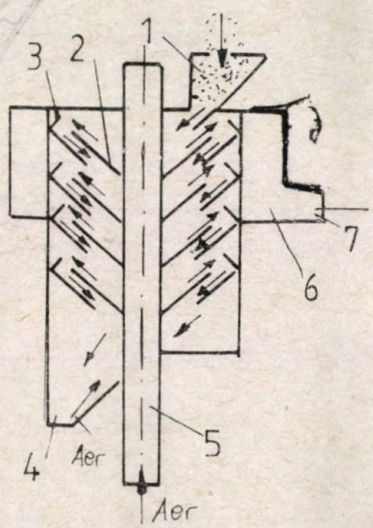


Fig. 5. Regeneratorul planetar

acceleratoare *2*, care-l proiectează cu viteză mare pe blindajele *3*, de unde coboară pe alte conuri de accelerare inferioare și blindaje, pînă la evacuarea din instalație prin jgheabul *4*. Aerul (rece sau cald) circulă în contracurent cu amestecul de formare, usucă amestecul și antrenează praful, care se elimină din utilaj prin brîul *6* și conducta *7*.

Moara cu bile (fig. 6) servește la măcinarea materialelor pentru turnătorie. Este un utilaj cunoscut de mult timp, dar nu s-a folosit pentru regenerare.

Amestecul de formare separat magnetic și cu diametrul bulgărilor sub 100 mm se in-

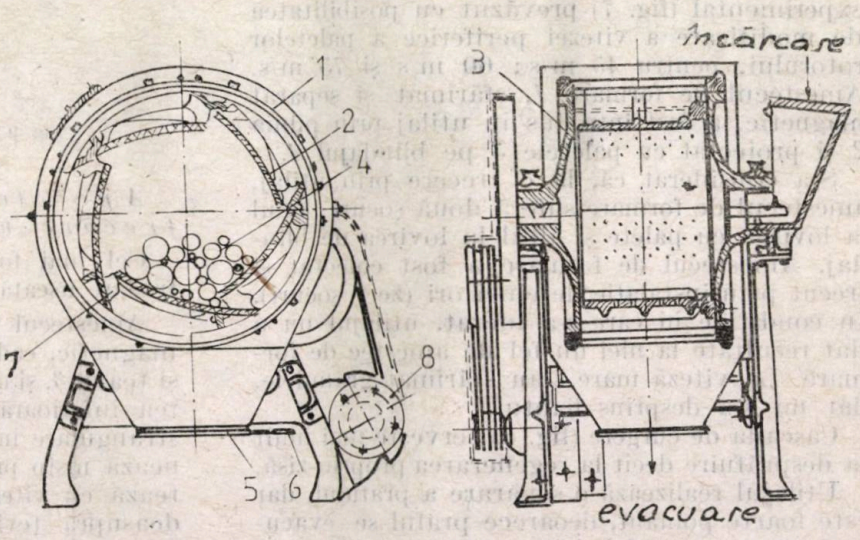


Fig. 6. Moara cu bile

troduce în cilindrul orizontal *1*, căptușit cu bare sau plăci *2*, din oțel austenitic cu mangan. După ce a trecut printre bare materialul măcinat ajunge pe sitele *3*, cu deschiderea ochiului din ce în ce mai mică, de la interior către exterior. Materialul măcinat fin cu bilele *4* trece prin ultima sită și se colectează în pîlnia *5* de la baza instalației, de unde se evacuează periodic prin deschiderea capacului *6*. Refuzul sitelor este readus în interiorul morii prin fantele *7*. Antrenarea morii tambur se face cu electromotorul *8*.

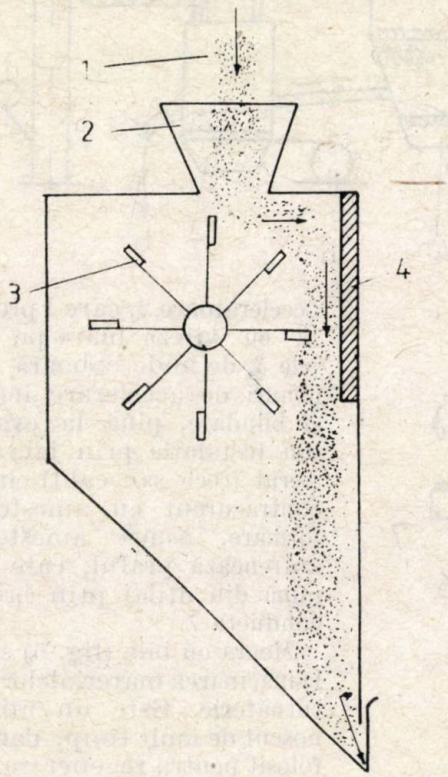


Fig. 7. Utilajul experimental

Colectivul de cercetare a construit un utilaj experimental (fig. 7) prevăzut cu posibilitatea de modificare a vitezei periferice a paletelor rotorului, pentru 45 m/s; 60 m/s și 75 m/s. Amestecul de formare *1*, sfărîmat și separat magnetic, a fost introdus în utilaj prin pîlnia *2* și proiectat cu paletele *3* pe blindajul *4*.

S-a considerat că, la o trecere prin utilaj, amestecul de formare suferă două șocuri : unul la lovirea cu palete și altul la lovirea de blindaj. Amestecul de formare a fost colectat și trecut prin instalație de cinci ori (zece șocuri). În condițiile în care s-a lucrat, utilajul nu a dat rezultate la nici un fel de amestec de formare. La viteză mare s-au sfărîmat granulele, dar nu s-a desprins liantul.

Cascada de curgere (fig. 8) servește mai mult la desprăfuire decît la regenerarea propriu-zisă.

Utilajul realizează o separare a prafului, dar este foarte poluant, deoarece praful se evacuează pe acoperișul halei.

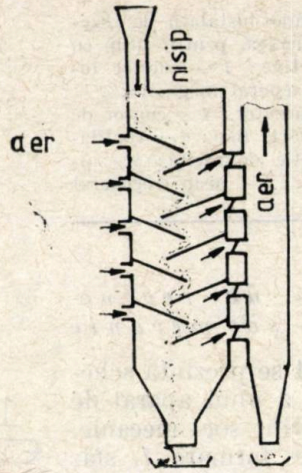


Fig. 8. Cascada de curgere

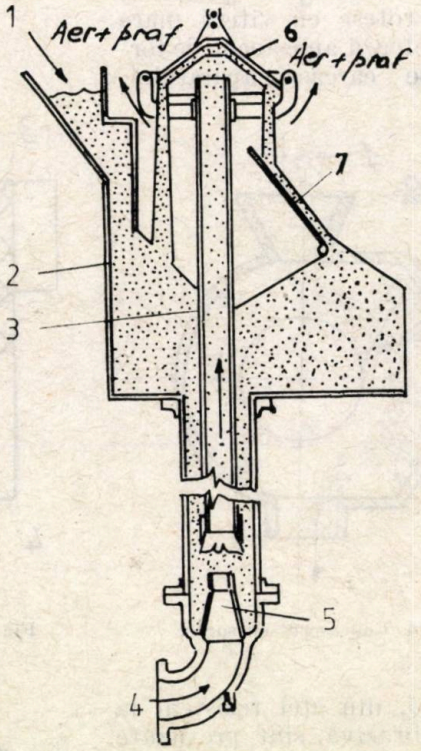


Fig. 9. Schema unei celule pneumatice

Aparate de regenerare prin frecare uscată

Cel mai folosit aparat de regenerare prin frecare uscată este celula de abraziune (fig. 9).

Amestecul de formare, sfărîmat și separat magnetic, cade prin pîlnia *1*, între mantaua *2* și țeava *3*, și umple spațiul dintre ele. Pe la partea inferioară *4*, intră aer comprimat. După strangulare în duza *5*, aerul comprimat antrenează nisip prin țeava interioară *3* și-l proiectează cu viteză mare pe ecranul *6*, amplasat deasupra țevii. După intrarea în regim de lucru normal, pe ecran rămîne un strat de ames-

tec de formare, astfel că desprinderea peliculei de liant se face cu precădere ca urmare a frecării granulelor de nisip între ele. La părăsirea ecranului, o parte din nisip este antrenat de placa reglabilă *7* și deplasat către o nouă celulă de regenerare (fig. 10).

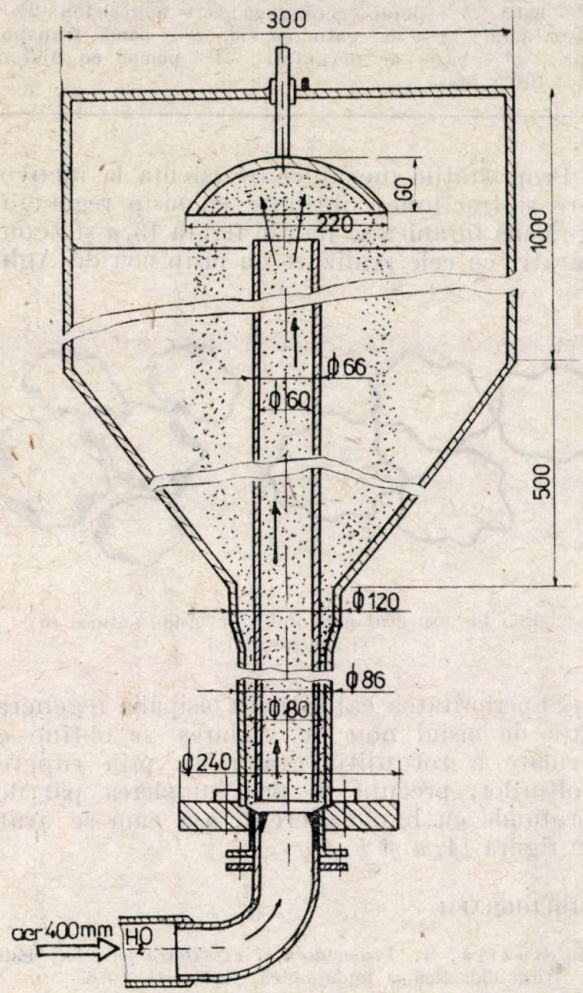


Fig. 10. Celula experimentală pentru regenerare

În literatura de specialitate se precizează că s-au construit stații de regenerare cu baterii de pînă la 40 de celule.

În figura 10 se prezintă o celulă de abraziune folosită experimental la cercetare, care nu a dat rezultate.

Regenerarea pe cale umedă. Aparatele de regenerare pe cale umedă, sub formă de hidrocicloane, efectuează numai separarea liantului de granule de nisip, de aceea încercările de a le folosi pentru regenerarea propriu-zisă nu au dat rezultate.

Începînd cu anul 1970 au apărut utilaje de regenerare a amestecurilor de formare prin frecare umedă.

Celulele de abraziune se pot folosi individuale sau în grup. În figura 11 se arată schematic un grup de abraziune compus din patru celule.

Amestecul de formare, sfărîmare, separat magnetic și spălat într-un clasor spiral, se introduce în grupul de abraziune, prin pîlnia *1*. Conține circa 30% apă. În prima celulă *2*, amestecul de formare este frecat cu ajutorul paletelor *3*, care au o înclinare de circa 30° față de orizontală (două rînduri în jos și un rînd în sus). Din prima celulă *2*, amestecul trece în celula a doua *6*, prin deschiderea *5*. Trecerea nisipului prin deschiderea *5* se face ca urmare a faptului că celula *2* este alimentată continuu, dar mai ales datorită modului de așezare a paletelor care acționează ca o pompă.

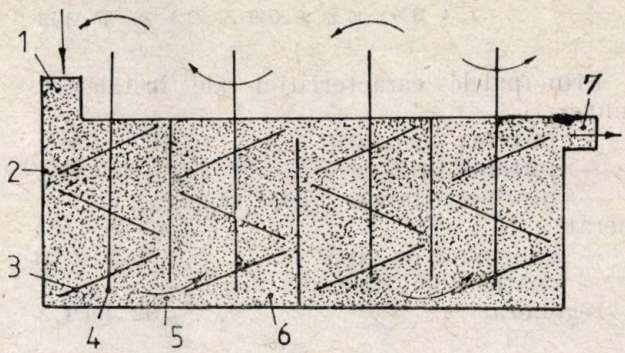


Fig. 11. Grup de abraziune

Paletele din a doua celulă au aceeași construcție ca cele din prima, dar două rînduri de palete au înclinarea în sus și numai unul în jos, astfel că nisipul este ridicat și transportat în celula a treia, iar de aici în celula a patra, de unde este evacuat prin orificiul *7*.

În celula de abraziune se realizează numai desprinderea peliculei de liant, iar separarea se face în clasoare spirale sau în hidrocicloane.

După un anumit timp de frecare umedă (maximum 3 min) frecarea nu mai este eficientă, deoarece apa cu pelicula de liant (argilă, bentonită, silicat de sodiu) din apa de umezire se comportă ca un unguent, de aceea se recurge la îndepărtarea peliculei și se supune nisipul la o nouă abraziune (treapta a doua de abraziune). În mod normal sînt suficiente trei trepte de abraziune a trei minute fiecare.

În figura 12 se arată schema generală a unei instalații de regenerare prin frecare umedă.

Amestecul de formare, sfărîmat și separat magnetic, pătrunde în moara tambur *1*, prin orificiul *2*. Apa cu nisipul sfărîmat în moara tambur cade în haba *3*, de unde este antrenat cu electropompa *4*, pe clasorul *9*, de unde junge în silozul tampon. Din acest siloz trece printr-o serie de grupuri de abraziune, clasoare speciale și hidrocicloane, pînă ajunge pe banda transportoare *29* care transportă nisipul regenerat la uscarea în strat fluidizat. Instalația este prevăzută cu un bazin de decantare *30* și un filtru presă *32*.

O altfel de instalație a fost pusă în funcțiune la Intreprinderea 23 August din București, în anul 1983.

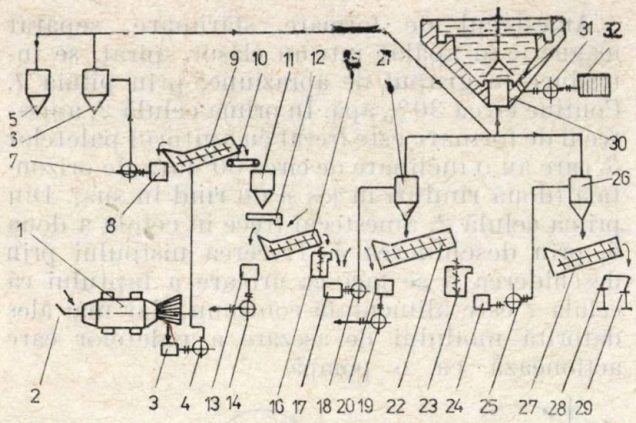


Fig. 12. Schema unei instalații de regenerare prin frecare umedă : *1* — moara tambur ; *2* — alimentare ; *3* — habă ; *4* — pompă centrifugă ; *5* — hidrociclon ; *6* — hidrociclon ; *7* — pompă centrifugă ; *8* — habă ; *9* — clasor spiralã ; *10* — bandă transportoare ; *11* — hidrociclon ; *12* — bandă transportoare ; *13* — habă ; *14* — pompă centrifugă ; *15* — clasor spiral ; *16* — grup de abraziune ; *17* — habă ; *18* — pompă centrifugă ; *19* — pompă centrifugă ; *20* — habă ; *21* — hidrociclon ; *22* — clasor spiral ; *23* — grup de abraziune ; *24* — habă ; *25* — pompă centrifugă ; *26* — hidrociclon ; 27 — clasor spiral ; *28* — desecator cu vid ; *29* — bandă transportoare ; *30* — bazin de decantare ; *31* — pompă cu piston ; *32* — filtru presă

Principalele caracteristici ale instalației sînt :

— puterea instalată . . . . .1020 kW ;
— puterea utilă . . . . . 460 kW ;
— productivitatea, nisip regenerat . . . . . 15—20 t/h ;
— consumul de apă . . . . . 0,3 m³/t ;
— costul unei tone de nisip regenerat . . . . . 52 lei/t.

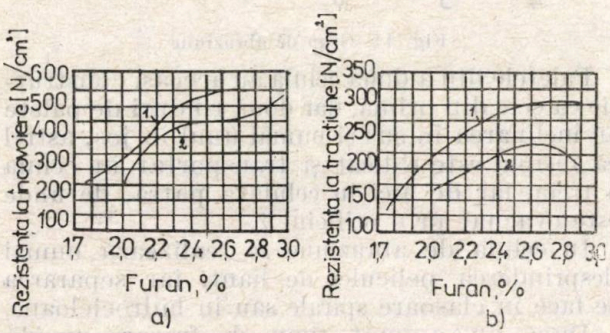


Fig. 13. Variația rezistenței la încovoiere (*a*) și la tracțiune (*b*) cu procentul de furan : *1* — pentru amestec de formare cu nisip regenerat ; *2* — pentru amestec de formare cu nisip nou de Aghireș

Instalația regenerează pînă la 400 t de nisip pe zi. În această perioadă s-a dovedit că utilajele sînt foarte robuste și sigure în exploatare.

Nisipul regenerat se folosește fără nici o restricție de conținut de argilă, bentonită, silicat de sodiu, leșie sulfitică, dextrină, ulei de in și rășini furanice. Nu se folosește cu novolac.

Proprietățile mecanice (rezistența la încovoiere și tracțiune) obținute cu nisip regenerat și rășină furanică se dau în figura 13, *a* și *b* comparativ cu cele realizate cu nisip nou de Aghireș.

a *b*

Fig. 14. Aspectul granulelor de nisip : natural (*a*) și regenerat (*b*)

Superioritatea calitativă a nisipului regenerat față de nisiul nou de Aghireș se obține ca urmare a rotunjirii granulelor prin ruperea colțurilor, precum și prin umplerea părților profunde cu liant aderent, așa cum se arată în figura 14, *a* și *b*.

BIBLIOGRAFIE

[1] Buzilă, S. *Proiectarea și executarea formelor.* Editura didactică și pedagogică, București, 1976.
[2] Zimnawoda, H. W. *Verfahren zur Sandrückgewinnung.* În : Giesserei, R.F.G., 59. Jahrgang, nr. 20 (5 Okt.), 1972.
[3] Hannspeter, J. *Die Regenerierung von Formstoffen, besonders von kunstharzgebundenen Altsanden.* În : Giesserei, R.F.G., 59 Jahrgang, nr. 20 (5 Okt.), 1972.
[4] Ultzig, H. *Thermische Regenerierung von Kern- und Maskensanden.* În : Giesserei, R.F.G., 59 Jahrgang, nr. 20 (5 Okt.), 1972.

Dr. ing. Ecaterina Szöcs
Combinatul de utilaj greu
Cluj-Napoca

Dozarea și controlul amestecului pe bază de silicat de sodiu și argilă

Cz : 621.746.01

Lucrarea tratează experimentările privind dozarea lianților și controlul amestecului obținut. S-a lucrat cu silicat de sodiu sortul SB, cu nisip Aghireș M50 = 0,3 mm.

Dozarea lianților. Prezența argilei duce la scăderea fluidității amestecului, din care cauză îndesarea se poate executa doar prin presare; amestecul este adecvat pentru sistem de formare cu conveioare. Argila conferă amestecului rezistență la crud și tendință de uscare. Din această cauză, amestecul obținut trebuie utilizat în 2—3 h de la preparare. Avînd rezistență la crud, modelul se poate extrage din formă fără uscare sau gazare cu CO_2. După formare, amestecul se usucă superficial prin menținere la aer. Uscarea se poate accentua cu ajutorul flăcării de gaz metan, al altui agent termic sau al aerului cald insuflat.

Rezistența la crud a amestecului depinde de conținutul de argilă, și anume crește în funcție de aceasta pînă la un anumit nivel, la care, fără adaos de apă, amestecul devine prea uscat, inutilizabil pentru formare. Argila absoarbe apă de la silicat. Odată cu creșterea conținutului de argilă, se extrage tot mai multă apă din silicat, iar rezistența amestecului tinde spre 0. Rezistența la compresiune la crud variază puternic în funcție de umiditate. În mod normal, la o temperatură de lucru de 15 ± 3°C, la un timp de amestecare de 5 min, în amestecător cu role de 0,5 m³, la un conținut de 3—5% argilă, un adaos de 6% silicat de sodiu conferă amestecului o umiditate de 2 ± 0,3%.

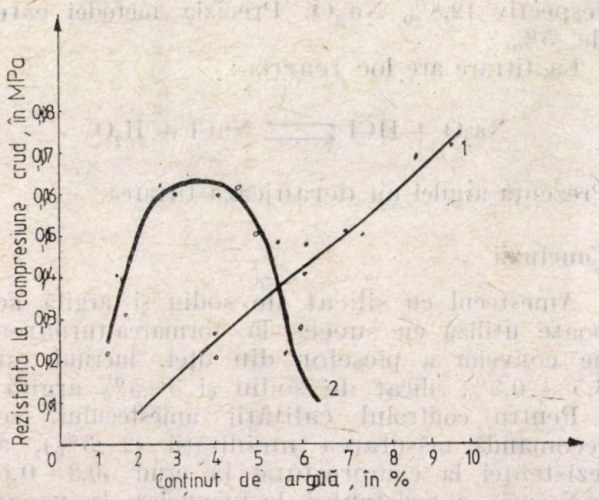


Fig. 1. Influența conținutului de argilă asupra rezistenței la compresiune la crud a amestecului cu 6% silicat de sodiu: *1* — cu adaos de apă, la o umiditate de 3,0—3,5%; *2* — fără adaos de apă

Creșterea în continuare a umidității se face cu adaos de apă. Fără adaos de apă, rezistența la compresiune la crud scade puternic în funcție de creșterea adaosului de argilă, conform figurii 1, curba 2. Dacă umiditatea se menține la un nivel relativ constant, tot prin adaos de apă, rezistența la compresiune la crud crește în funcție de conținutul de argilă al amestecului. Pentru menținerea constantă a umidității amestecului, adaosul de apă necesar crește în funcție de conținutul de argilă (fig. 1, curba 1). Argila conferă amestecului tendință la uscare, iar evaporarea apei în cursul amestecării se intensifică. Astfel, dacă la un conținut de 6% argilă adaosul de apă necesar este de 1%, cînd amestecul conține 8% argilă se adaugă 2% apă, pentru ca amestecul să aibă rezistență suficientă la compresiune la crud. La turnarea pieselor din oțel, nu se recomandă adaos de apă, ci se lucrează cu un conținut de argilă de 3—5%, în funcție de configurația pieselor. În caz de nevoie, pentru îmbunătățirea calității suprafeței pieselor turnate și pentru ușurarea dezbaterii, în amestec se adaugă 1,5—0,5% adaos carbonic: reziduu de cracare, deporom 4C, cărbune praf etc.

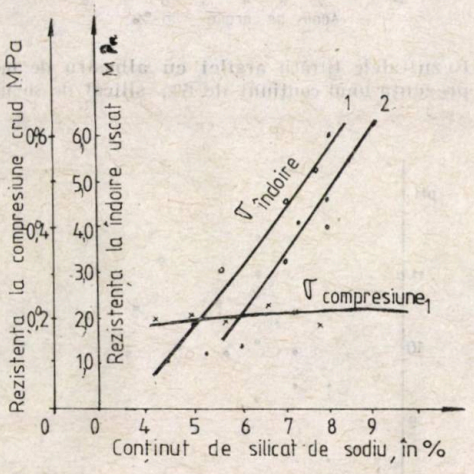


Fig. 2. Influența conținutului de silicat de sodiu SB asupra rezistenței amestecului: *1* — cu 3% argilă; *2* — cu 6% argilă

La același conținut de argilă, adaosul de silicat de sodiu duce la mărirea rezistenței la încovoiere la uscat a amestecului (fig. 2). Creșterea conținutului de argilă diminuează în mică măsură rezistența la încovoiere după uscare. Rezistența la compresiunea la crud nu

variază sensibil cu conținutul de silicat de sodiu, dacă umiditatea se menține constantă.

Controlul amestecului. Măsurarea rezistenței la compresiune la crud, a rezistenței de încovoiere la uscat și a umidității amestecului este necesară pentru a obține o informație generală despre amestecul de formare. Deoarece rezistența la compresiune la crud variază mai puternic în funcție de umiditate decît în funcție de adaosul de argilă, pentru controlul amestecului s-au căutat și alte metode de analiză. Aceasta este necesară pentru faptul că acest tip de amestec este reutilizabil cca 30%.

Pentru controlul conținutului de argilă s-a încercat metoda de titrare cu albastru de metilen, cu metoda petei utilizate la determinarea conținutului de bentonită. La 10 g amestec uscat, se adaugă 2 ml H_2SO_4 4 n și se titrează prin metoda petei cu albastru de metilen (3,74 g la 1 000 ml soluție) pînă la apariția aureolei.

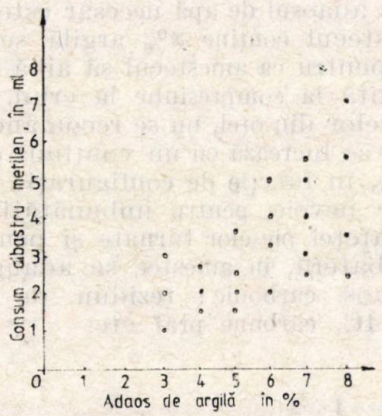


Fig. 3. Rezultatele titrării argilei cu albastru de metilen, în prezența unui conținut de 6% silicat de sodiu

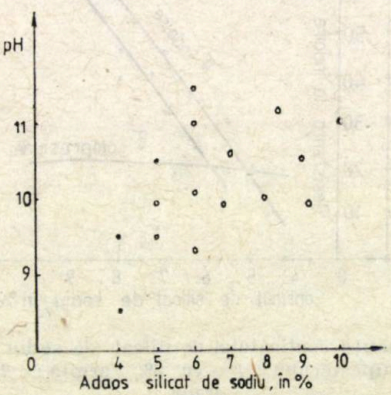


Fig. 4. *p*H-ul amestecului în funcție de conținutul de silicat de sodiu — 20 g amestec fiert în 100 ml apă distilată

Rezultatele obținute arată o dispersie mare a valorilor, cu o eroare de 10—50%, ceea ce face ca metoda să nu fie aplicabilă la determinarea conținutului de argilă al amestecului (fig. 3) în prezența silicatului de sodiu. Pentru corectarea *p*H-ului s-au încercat mai multe variante de titrare cu adaos de acid clorhidric, fără rezultatele dorite.

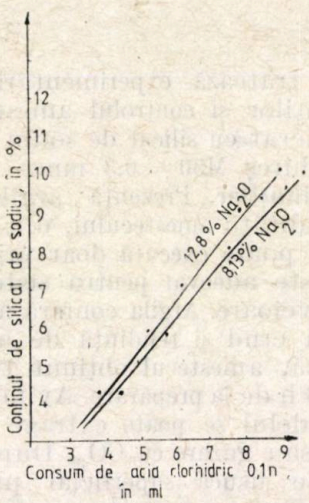


Fig. 5. Determinarea conținutului de silicat de sodiu al amestecului prin titrare cu HCl 0,1 normal

Determinarea conținutului de silicat de sodiu pe bază de *p*H al amestecului (fig. 4) se face cu o eroare de 10—15%. Căutînd cea mai bună metodă, s-au obținut rezultatele prezentate în figura 5. Se cîntăresc 10 g amestec, se dizolvă la rece sub agitare cu electromagnet în 200 ml apă, apoi se deversează cantitativ într-un balon cotat de 500 ml. Se pipetează 100 ml într-un pahar Erlenmayer de 250 ml, se adaugă 2—3 picături de roșu de metil și se titrează cu acid clorhidric de 0,1 n, pînă la virajul indicatorului. După volumul de acid clorhidric folosit (fig. 5) se citește conținutul în silicat de sodiu al amestecului. Etalonarea s-a făcut pentru silicat de sodiu cu 8,13% Na_2O, respectiv 12,8% Na_2O. Precizia metodei este de 5%.

La titrare are loc reacția:

$$Na_2O + HCl \rightleftharpoons NaCl + H_2O$$

Prezența argilei nu deranjează titrarea.

Concluzii

Amestecul cu silicat de sodiu și argilă se poate utiliza cu succes la formarea-turnarea pe conveior a pieselor din oțel, lucrînd cu 6,5 ± 0,5% silicat de sodiu și 3—5% argilă.

Pentru controlul calității amestecului, se recomandă măsurarea umidității (2—3%), a rezistenței la compresiune la crud (0,2—0,6 daN/cm²), a rezistenței la încovoiere la uscat (peste 15 daN/cm²), a conținutului de silicat de sodiu.

Dr. ing. D. Chircă,
ing. Valerica Suciu și ing. M. V. Suciu
Institutul politehnic-București

Cercetări privind efectul încălzirii de scurtă durată după tratamentul termic de punere în soluție asupra proprietăților mecanice și electrice ale aliajelor AlMgSi deformate plastic la rece și îmbătrînite artificial

CZ : 621.785 : 539.374

Scopul principal al lucrării constă în cercetarea modalităților de îmbunătățire a proprietăților mecanice și electrice ale aliajelor AlMgSi, a posibilităților de aplicare practică a acestora și în aducerea de noi date care să poată contribui la elucidarea unor aspecte teoretice ale transformărilor complexe care se produc în aceste aliaje sub influența diferiților factori.

În direcția realizării unei noi tehnologii care să asigure obținerea unui ansamblu corespunzător de proprietăți mecanice și electrice, a fost experimentată intercalarea unei încălziri de scurtă durată, după tratamentul termic de punere în soluție, în ciclul : tratament de punere în soluție-deformare plastică la rece-îmbătrînire artificială.

Pentru a nu modifica prea mult proprietățile de plasticitate ale aliajelor astfel încît ele să-și mențină capacitatea de deformare plastică, s-a ales, pentru încălzirea de scurtă durată, intercalată între tratamentul termic de punere în soluție și deformarea plastică la rece, temperatura de 140°C, considerată ca fiind suficient de ridicată pentru amorsarea îmbătrînirii artificiale, respectiv inhibarea îmbătrînirii naturale.

Rezultatele experimentale

În vederea stabilirii condițiilor optime de tratament pentru un aliaj AlMgSi cu 0,688% Mg și 0,623 % Si s-a studiat, conform ciclului din figura 1, influența asupra proprietăților mecanice și electrice (obținute după îmbătrînirea artificială finală realizată la 175°C timp de 4 ore) a următorilor factori : τ_1 — timpul de menținere la 140°C (prima îmbătrînire artificială, de scurtă durată) ; τ_2 — timpul de așteptare, la temperatura ambiantă, între călirea de punere în soluție și prima îmbătrînire și τ_3 — timpul de așteptare, la temperatura ambiantă, între deformarea plastică la rece (grad de reducere 94,0%) și îmbătrînirea artificială finală.

Variația caracteristicilor mecanice și electrice, determinate experimental, în funcție de factorii menționați mai sus este prezentată în diagramele din figurile 2, 3 și 4, iar în figura 5 se prezintă micrografia „Scanning" a unei porțiuni din suprafața de rupere la tracțiune a aliajului analizat, supus unui astfel de ciclu de prelucrare.

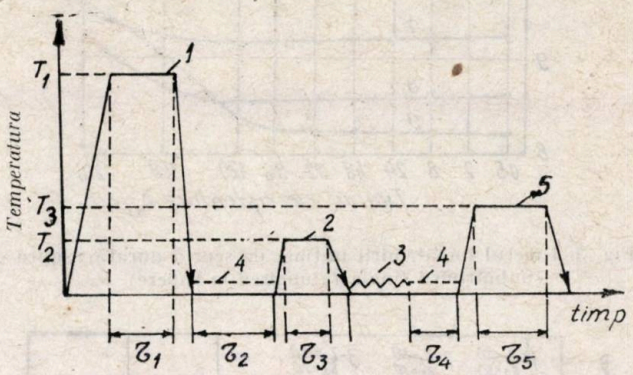


Fig. 1. Schema ciclului de prelucrare metalurgică aplicată aliajului studiat : *1* — tratament termic de punere în soluție : $T_1 = 550$°C, $\tau_1 = 2$ ore, răcire în apă ; *2* — prima îmbătrînire artificială : $T_2 = 140$°C, $\tau_3 = 10$ min, 20 min, 30 min ; *3* — deformare plastică la rece la gradul de deformare de 94,0% ; *4* — menținere la temperatura camerei : $\tau_2 = 5$ min, 15 min, 30 min, $\tau_4 = 30$ min, 2h, 8h, 24h, 48h, 72h, 96h, 120h, 168h și 216h ; *5* — îmbătrînire artificială : $T_2 = 175$°C, $\tau_5 = 4$ ore

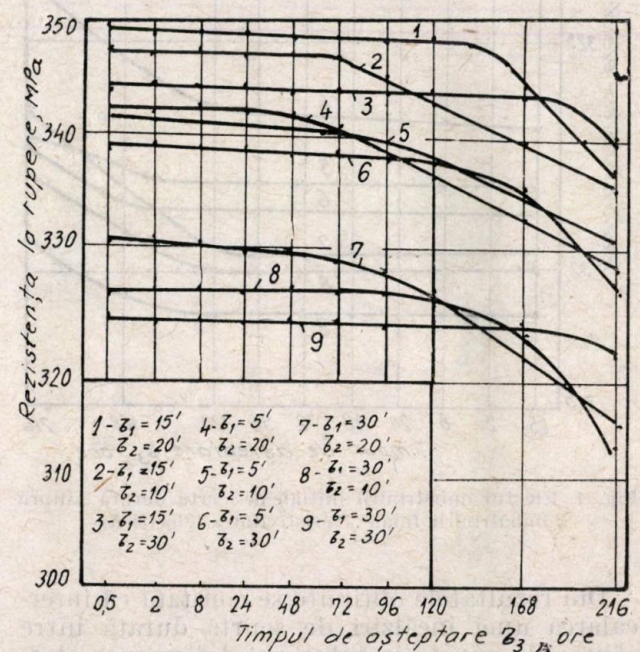


Fig. 2. Efectul îmbătrînirii inițiale de scurtă durată asupra îmbătrînirii finale (rezistența la rupere)

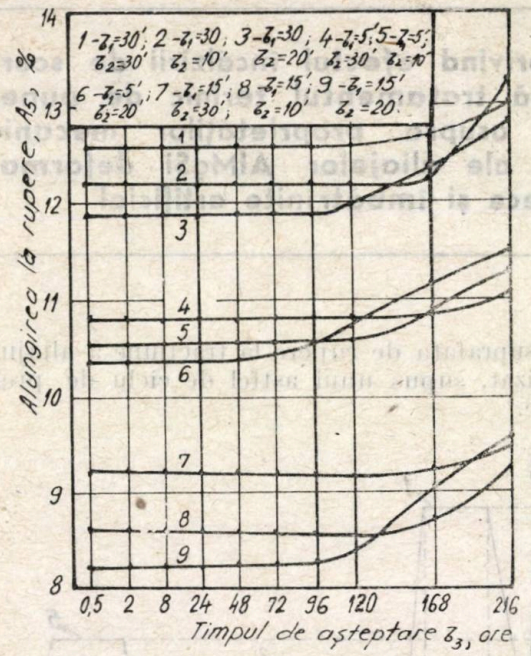


Fig. 3. Efectul îmbătrînirii inițiale de scurtă durată asupra îmbătrînirii finale (alungirea la rupere)

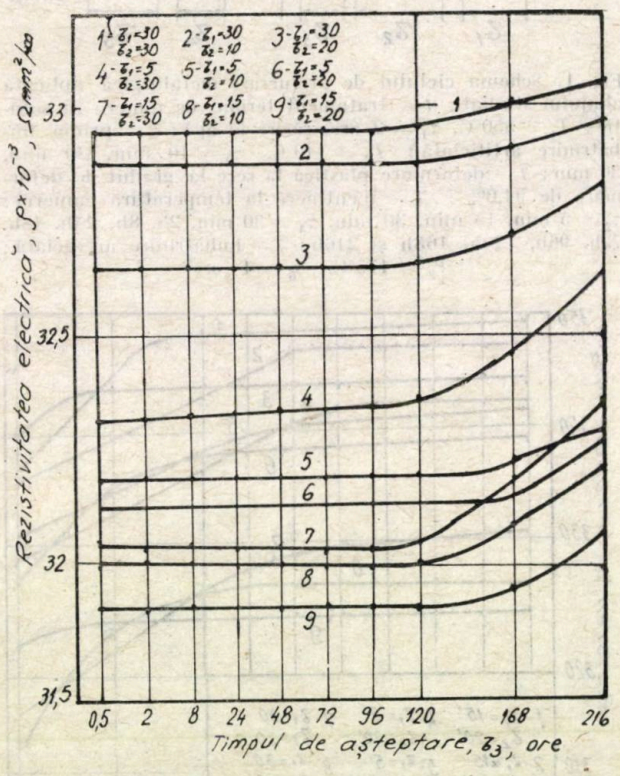


Fig. 4. Efectul îmbătrînirii inițiale de scurtă durată asupra îmbătrînirii finale (rezistivitatea electrică)

Din rezultatele obținute se constată că intercalarea unei încălziri de scurtă durată între călirea de punere în soluție și deformarea plastică la rece stabilizează capacitatea de îmbătrînire artificială după deformarea plastică într-un interval de timp care depășește cinci zile. De asemenea proprietățile mecanice și electrice ale aliajului se ameliorează sensibil.

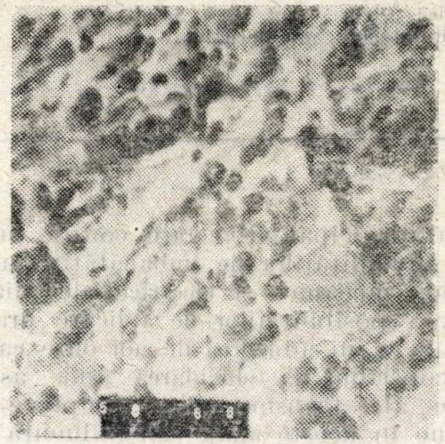


Fig. 5. Microfractografia Scanning a unei porțiuni din suprafața de rupere la tracțiune a aliajului. Starea : îmbătrînire scurtă + deformare la rece 94% + îmbătrînire finală. Mărire 600 : 1

Analiza valorilor rezistenței la rupere rezultate în urma diferitelor variante de tratament arată că rezultatele cele mai bune se obțin dacă timpul dintre tratamentul termic de punere în soluție și încălzirea la 140°C nu depășește 15 minute și dacă timpul de menținere la 140°C este cuprins între 10 și 20 min. În aceste condiții, valorile rezistenței la rupere nu scad, chiar la o așteptare de șase zile între deformarea plastică și îmbătrînirea artificială finală, fiind de 342—349 MPa. Se poate spune că, în condițiile de tratament menționate, se obțin rezistențe la rupere cu 40—50 MPa mai mari decît prin îmbătrînirea artificială executată imediat după tratamentul de punere în soluție.

Referitor la proprietățile de plasticitate, se constată că valorile cele mai ridicate ale alungirii la rupere se obțin în cazul în care timpul τ_2 dintre călirea de punere în soluție și încălzirea la 140°C este de 30 min, iar timpul τ_3 de menținere la 140°C este tot de 30 min. Alungiri la rupere destul de ridicate se obțin și în condițiile în care $\tau_2 = 5$ min, iar $\tau_3 = 10$ min. Valoarea efectivă a alungirii la rupere pentru $\tau_2 = \tau_3 = 30$ min este de 12,6%.

Un efect major manifestă îmbătrînirea intercalată asupra conductibilității electrice; astfel, în cazul în care τ_2 nu depășește 15 min, iar τ_3 este cuprins între 10 și 20 min, rezistivitatea electrică a aliajului scade pînă la valoarea de 0,03201 $\Omega.mm^2/m$. Creșterea relativă de conductibilitate electrică pentru aliajul studiat tratat în condițiile menționate, față de valoarea maximă a conductibilității electrice a aceluiași aliaj îmbătrînit artificial, după tratamentul de punere în soluție este de 3%.

Concluzii

Analiza de ansamblu a rezultatelor experimentale expuse în această lucrare arată că cea mai bună îmbinare de proprietăți mecanice și electrice pentru aliajul studiat se obține în condițiile următorului ciclu de prelucrare: tratament de punere în soluție (550°C, timp de 2 ore și răcire în apă) urmat, într-un interval de 5—10 min, de încălzirea la 140°C (timp de menținere 20 min), în continuare deformare plastică la rece (gradul de deformare 94,0%), urmată de îmbătrînire artificială la 175°C timp de 4 ore. Timpul de așteptare între deformarea plastică la rece și îmbătrînirea artificială nu trebuie să fie mai mare de 5—6 zile. Valorile obișnuite pentru caracteristicile aliajului studiat în aceste condiții sînt: $R_m = 349$ MPa, $A_5 = 10{,}35\%$ și $\rho = 0{,}03190\ \Omega \cdot mm^2/m$. Aceste valori ale caracteristicilor mecanice și electrice sînt superioare celor obținute prin tehnologiile actualmente folosite, cu circa 12% pentru rezistența la rupere, cu circa 3% pentru conductibilitatea electrică și cu circa 50% pentru alungirea la rupere.

Încălzirea de scurtă durată, efectuată la maximum 15—25 minute după tratamentul de punere în soluție, deși conservă provizoriu capacitatea de îmbătrînire artificială a aliajului inhibînd un anumit timp evoluția îmbătrînirii naturale, nu conduce la rezultate deosebite, în special în condiții industriale, unde timpii de așteptare pînă la tratamentul final de îmbătrînire artificială sînt în general mai lungi.

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, R.F.G., nr. 23, 1986

Al 53-lea Congres internațional de turnătorie, Praga, 1986, p. 669 — Referate de specialitate prezentate la al 53-lea Congres internațional de turnătorie de la Praga, p. 674 — Foundry International '86 — Birmingham. Expoziția de turnătorie din cadrul unei manifestări cu un total de șapte tîrguri tehnice, p. 678 — Contribuție la dezoxidarea oțelului turnat, p. 684 — Sinteză bibliografică anuală asupra protecției muncii (urmare 23), p. 690.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 10, 1986

Minioțelăriile și minilaminoarele, p. 361 — Tehnologia de laminare la rece în viitor, p. 365 — Determinarea planității benzilor și tablelor laminate la rece, p. 371 — Date caracteristice privind laminarea cu mare viteză a oțelului beton profilat, p. 376 — Considerații economice privind măsurile de întreținere în metalurgie, p. 380 — Diferite probleme privind eficiența economică a utilizării roboților industriali, p. 384 — Direcții fundamentale ale raționalizării proceselor de transport, manipulare și depozitare în anii 1986/90 în ramura industrială de exploatare minieră și metalurgică, p. 389 — Rezultatele optimizării transportului de fier vechi, p. 390 — Raționalizarea complexă a producției și transportului în combinatul VEB Bandstahlkombinat „Hermann Matern", p. 392 — Raționalizarea transportului în uzina VEB Nickelhütte St. Egidien — rezultate și obiective, p. 394.

Studiul prin spectroscopie de reflexie al amestecurilor de pulberi opace

Dr. fiz. Gh. Vlaicu
Combinatul de oțeluri speciale-Tîrgoviște

CZ : 621.762 : 543.42

Reflectanța pulberilor opace depinde numai de proprietățile suprafeței probei [1].

Deci, este de așteptat ca reflectanța unui amestec de particule opace să depindă de ariile suprafețelor relative ale componentelor.

La orice lungime de undă, reflectanța unui amestec de pulberi R_M poate fi exprimată în funcție de reflectanța componentelor pure și de suprafețele lor procentuale [1], [2] :

$$R_M = R_A S_A + R_B S_B + R_C S_C + \ldots \qquad (1)$$

Experimental este dificilă măsurarea suprafețelor relative. Se pot selecta, însă, pulberi cu dimensiuni apropiate de cele ale granulelor, trecîndu-le succesiv prin site cu ochiuri de mărimi diferite.

Efectuarea măsurătorilor

În lucrarea de față s-au selectat pulberi cu mărimea granulelor de 60 μm și s-au făcut amestecuri de concentrații diferite.

Pentru determinarea suprafețelor procentuale ale pulberilor din amestec, s-a utilizat modelul pulberilor cu granule cubice sau paralelipipedice, la care se poate determina masa unui strat de granule prin formula :

$$M = V \times \rho = S \times h \times \rho, \qquad (2)$$

unde : V este volumul particulelor stratului ;
ρ = densitatea ;
S = suprafața bazei (respectiv cea care reflectă) ;
h = înălțimea particulelor.

Procentual se obține :

$$C_A(\%) = h \times \rho_A \times S_A(\%)$$

$$C_B(\%) = h \times \rho_B \times S_B(\%) \qquad (3)$$

$$C_C(\%) = h + \rho_C \times S_C(\%)$$

Pentru cazul a trei componente : $C_A + C_B + C_C = 1$, sau :

$$h + (\rho_A S_A + \rho_B S_B + \rho_C S_C) = 1 \qquad (4)$$

Deci :

$$h = \frac{1}{\rho_A S_A + \rho_B S_B + \rho_C S_C} \qquad (5)$$

Dependența dintre concentrații și suprafețele procentuale este dată de :

$$C_A = \frac{\rho_A S_A}{\rho_A S_A + \rho_B S_B + \rho_C S_C}$$

$$C_B = \frac{\rho_B S_B}{\rho_A S_A + \rho_B S_B + \rho_C S_C} \qquad (6)$$

$$C_C = \frac{\rho_C S_C}{\rho_A S_A + \rho_B S_B + \rho_C S_C}$$

Unul dintre amestecurile de pulberi utilizate la măsurători, ale căror rezultate vor fi prezentate în cele ce urmează, este format din NiO și Cr_2O_3.

Măsurătorile s-au executat utilizînd un spectrofotometru automat Cary 118 C, cu dublu fascicul adaptat pentru măsurători de reflexie, iar pentru prelucrarea datelor s-a utilizat un program de calculator electronic, elaborat în acest scop.

Ceea ce s-a măsurat experimental este mărimea : $E = 10\ g \frac{I_0}{I}$ și nu R. Aceasta s-a determinat apoi prin calcul [3], [4]

$$R = \frac{I}{I_0} = \frac{1}{10^E}$$

Rezultate și discuții

În figurile 1—4 sînt repezentate spectrele măsurate pentru Cr_2O_3 și NiO și amestecuri Cr_2O_3—NiO în diferite raporturi.

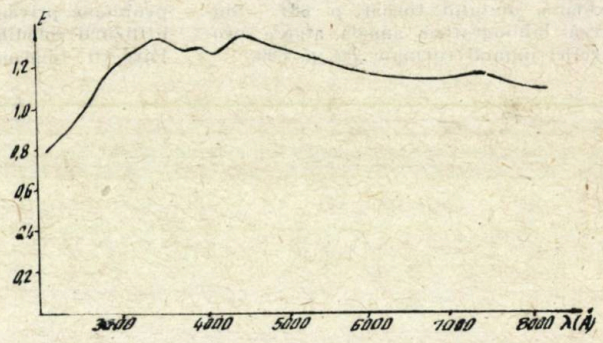


Fig. 1. Spectrul de reflexie al unei pulberi de NiO

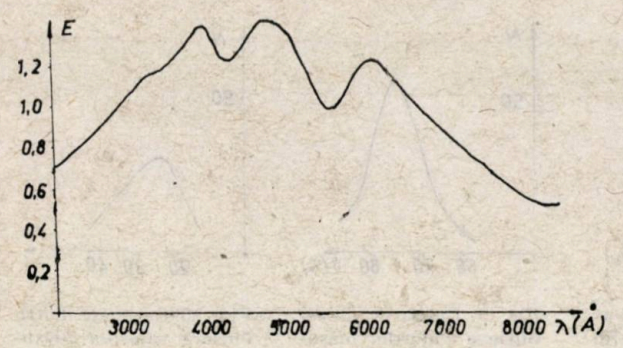


Fig. 2. Spectrul de reflexie al unei pulberi de Cr_2O_3

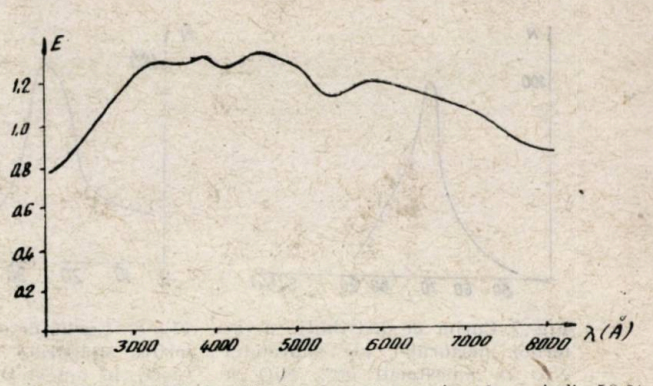


Fig. 3. Spectrul de reflexie al unui amestec format din 50 % NiO și 50% Cr_2O_3

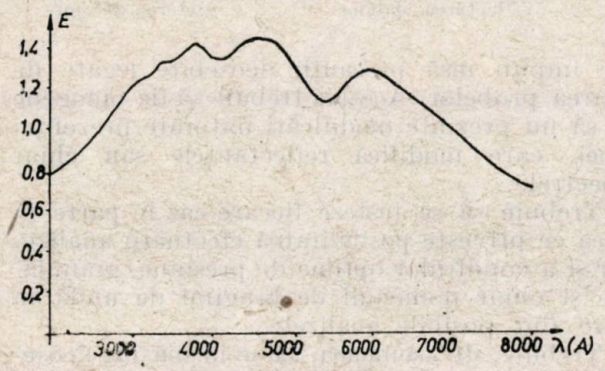


Fig. 4. Spectrul de reflexie al unui amestec format din 25% NiO și 75% Cr_2O_3

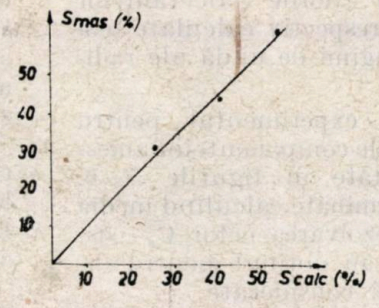


Fig. 5. Corelarea dintre suprafețele măsurate și cele calculate pentru NiO

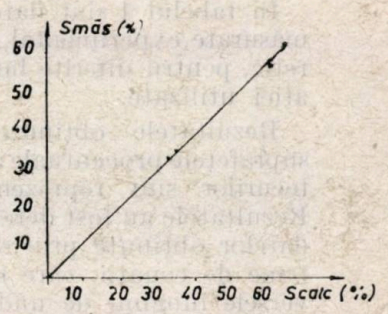


Fig. 6. Corelarea dintre suprafețele măsurate și cele calculate pentru Cr_2O_3

Mărimile experimentale și calculate ale reflectanței difuze [5] a diferitelor amestecuri de NiO și Cr_2O_3 *Tabelul 1*

	50 % NiO ; 50 % Cr_2O_3 $S_{NiO} = 26,6$ % $S_{Cr_2O_3} = 73,4$ %		25 % NiO ; 75 % Cr_2O_3 $S_{NiO} = 10,8$ % $S_{Cr_2O_3} = 75$ %		75 % NiO ; 25 % Cr_2O_3 $S_{NiO} = 52,1$ % $S_{Cr_2O_3} = 47,9$ %	
λ(Å)	$R_{exp.}$	$R_{calc.}$	$R_{exp.}$	$R_{calc.}$	$R_{exp.}$	$R_{calc.}$
2500	0,100	0,092	0,115	0,122	0,100	0,110
2600	0,083	0,098	0,100	0,101	0,083	0,090
2800	0,060	0,079	0,074	0,084	0,063	0,083
3000	0,056	0,069	0,063	0,072	0,059	0,063
3100	0,052	0,064	0,059	0,068	0,054	0,059
3200	0,049	0,060	0,055	0,063	0,050	0,055
3300	0,048	0,057	0,051	0,060	0,048	0,053
3400	0,054	0,056	0,050	0,057	0,051	0,055
3700	0,500	0,045	0,040	0,042	0,050	0,047
3900	0,050	0,046	0,039	0,044	0,048	0,048
4000	0,055	0,054	0,043	0,055	0,050	0,052
4100	0,052	0,055	0,049	0,057	0,050	0,052
4300	0,046	0,044	0,040	0,043	0,044	0,044
4500	0,045	0,040	0,035	0,038	0,044	0,043
4700	0,047	0,048	0,035	0,039	0,046	0,044
4900	0,051	0,048	0,039	0,046	0,048	0,050
5000	0,054	0,052	0,043	0,051	0,051	0,053
5100	0,059	0,069	0,047	0,062	0,054	0,059
5200	0,068	0,074	0,055	0,072	0,056	0,068
5500	0,073	0,079	0,073	0,084	0,063	0,073
5600	0,068	0,070	0,066	0,073	0,062	0,067
5900	0,063	0,060	0,051	0,058	0,060	0,062
6100	0,065	0,062	0,052	0,060	0,062	0,064
6400	0,071	0,072	0,059	0,073	0,064	0,071
6500	0,074	0,078	0,063	0,081	0,066	0,077
6600	0,078	0,085	0,069	0,089	0,068	0,081
6900			0,087	0,110	0,074	0,094
7000			0,093	0,120	0,076	0,099
7200			0,107	0,140	0,078	0,110

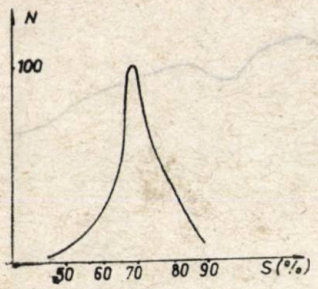


Fig. 7. Curba de distribuție a valorilor măsurate ale suprafeței NiO în amestecul 50% NiO și 50% Cr_2O_3

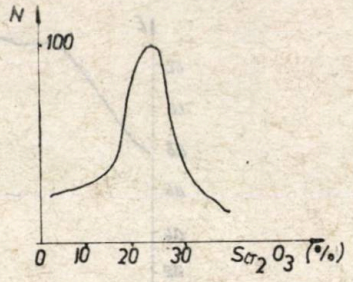


Fig. 8. Curba de distribuție a valorilor măsurate ale suprafeței Cr_2O_3 în amestecul 50% NiO și 50% Cr_2O_3

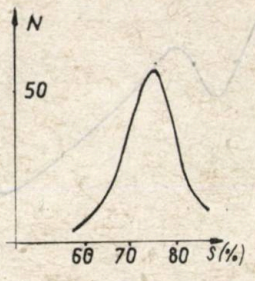


Fig. 9. Curba de distribuție a valorilor măsurate ale suprafeței NiO în amestecul 50% NiO și 50% Cr_2O_3 după selectarea datelor

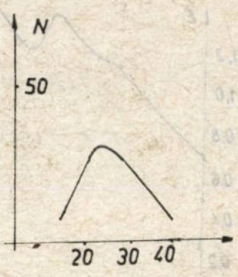


Fig. 10. Curba de distribuție a valorilor măsurate ale suprafeței Cr_2O_3 în amestecul 50 % NiO și 50% Cr_2O_3, după selectarea datelor

În tabelul 1 sînt date valorile reflectanțelor măsurate experimental, respectiv calculate teoretic, pentru diferite lungimi de undă ale radiației utilizate.

Rezultatele obținute experimental pentru suprafețele procentuale ale componentelor amestecurilor sînt reprezentate în figurile 5—6. Rezultatele au fost determinate calculînd media datelor obținute prin rezolvarea celor C_n^2 sisteme de ecuații, care s-au obținut pentru diversele lungimi de undă considerate.

Se pot obține rezultate și trasînd curbele de distribuție pentru mărimile măsurate.

În figurile 7—8 sînt prezentate curbele de distribuție pentru amestecul format din 50% NiO și 50%Cr_2O_3. Maximele curbelor sînt situate la S_{NiO}=71% și $S_{Cr_2O_3}$ = 26%. Eliminînd rezultatele care sînt în afara intervalelor 60—80% și respectiv 20—40% din calculul valorilor medii se obțin : S_{NiO}= 74% și $S_{Cr_2O_3}$ = 27%, iar curbele de distribuție prezentate în în figurile 9 și 10 au maxime situate la 74% pentru S_{NiO} și la 24% pentru $S_{Cr_2O_3}$.

Cu aceste date, $\sigma = 0{,}05$ față de $\sigma = 0{,}40$ pentru numărul total de date referitoare la S_{NiO}.

Concluzii

Se poate trage concluzia că se pot face determinări cantitative cu metoda descrisă mai sus. Se impun însă precauții deosebite legate de starea probelor. Acestea trebuie să fie omogene și să nu prezinte modificări datorate prezenței apei, care modifică reflectanțele sau chiar spectrele.

Trebuie să se testeze fiecare caz în parte în ceea ce privește posibilitatea efectuării analizelor și a condițiilor optime de presiune, granulație și chiar domeniul de lungimi de undă în care sînt posibile analizele.

Trebuie, de asemenea, să se ia măsuri deosebite pentru a nu se deforma mai mult unele particule mai puțin dure, față de altele care sînt mai dure [2], ceea ce ar duce la modificarea suprafețelor reflectante.

BIBLIOGRAFIE

[1] Schatz, A. E. În: J. Opt. Soc. Am., S. U. A., 56, 465, 1966.

[2] Schatz, E. A. În: J. Opt. Soc. Am., S. U. A., 97, 941, 1967.

[3] Kortüm, G. *Reflectance Spectroscopy*. Berlin, Heidelberg, New York, Springer-Verlag, 1969

[4] Wendtland, W. și Hech, H. *Reflectance Spectroscopy*. New York, London, Sydney, Interscience, Publishers. 966.

[5] Kubelka, P. În: J. Opt. Soc. Am., S. U. A., 44, 330, 1954.

[6] Liteanu, C., Rică, I. *Teoria și metodologia statistică a analizei urmelor*, Craiova, Editura Scrisul Românesc, 1979

centrozap

Societate de comerț exterior cu răspundere limitată

exportă în domeniul metalurgiei:

- secții complete
- linii tehnologice
- mașini și instalații
- subansamble pentru instalații metalurgice și cocsochimice
- servicii de construcție-montaj

Pentru informații detaliate vă rugăm să vă adresați Societății de comerț exterior cu răspundere limitată

CENTROZAP

ul. Mickiewicza 29
40–085 Katowice, R. P. Polonă
Telefon, 513–401; Telex: 0315771 cp pl

UBLICOM

E 3280

METALURGIA

R 1987 JUL 02

5

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXIX • NR. 5 • MAI 1987

CENTROZAP
35
1951 1986

centrozap

Societate de comerț exterior cu răspundere limitată

exportă în domeniul metalurgiei:

- secții complete
- linii tehnologice
- mașini și instalații
- subansamble pentru instalații metalurgice și cocsochimice
- servicii de construcție-montaj

Pentru informații detaliate vă rugăm să vă adresați Societății de comerț exterior cu răspundere limitată

CENTROZAP

ul. Mickiewicza 29
40–085 Katowice, R. P. Polonă
Telefon, 513–401; Telex: 0315771 cp pl

PUBLICOM

METALURGIA

Anul 39 Nr. 5 Mai 1987

CUPRINS

Ienciu, M., Apostolescu, Rodica, Panait, N., Popescu, Gabriela și Cristea, Lidia: **Aspecte și cauze privind influența calității electrozilor folosiți în condiții U. H. P. asupra consumului specific de electrozi** 193

Apa, L.: **Corelații între difuziunea și solubilitatea unor gaze în oțelul lichid** 197

Vlaicu, Gh.: **Spectrele ionilor de fier în medii corosive acide și alcaline** 202

Samoilă, Gh. și *Damian, Mariana*: **Determinarea spectrofotometrică a urmelor de zinc din aliajele ușoare** 204

Dumitrescu, A. T. și *Roșu, I.*: **Determinarea parametrilor termocinematici și a cuplului de laminare în cazul laminării la cald a benzilor. III. Rezultate numerice** 206

Cazimirovici, E., Târcolea, M. și *Saban, R.*: **Metodă de laborator pentru stabilirea dependenței presiunii medii în zona de deformare la laminare de principalii parametri ai procesului** 213

Sferlic, N.: **Considerații teoretice de calcul al seriilor de tragere la mașinile de trefilat cu alunecare** . . . 216

Pumnea, C.: **Analiza fizico-chimică cu microsonda laser a materialelor metalice** 222

Ripoșan, I.: **Utilizarea tehnologiei de modificare a fontei în oale acoperite cu bazin** 227

Chircă, D., Suciu, Valerica și Suciu, M. V.: **Cercetări cu privire la influența duratei de menținere la temperatura de turnare între operațiile de modificare și turnare asupra caracteristicilor mecanice și structurale ale unor aliaje de aluminiu** . 232

Cohn, E., Crăciun, S., Filip, N. și *Ionescu, Cornelia*: **Metode fizice utilizate pentru creșterea capacității de liere a soluțiilor de silicat de sodiu întrebuințate la fabricarea miezurilor și formelor.** 236

REVISTA REVISTELOR 196, 205, 212, 231, 235, 240

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă. P. O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Redactor responsabil: prof. dr. ing. L. SOFRONI
Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon: 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament: lei 180 anual. Costul unui exemplar: lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I. P. „Informația"—c. 1141

CONTENTS

DC: 5 41.135.5:621.365.52

Ienciu, M., Apostolescu, Rodica, Panait, N., Popescu Gabriela and *Cristea. Lidia*: **Certain aspects and reasons of the influence of electrode quality used in UHP furnaces on the specific electrode consumation**

The authors analyse microscopically the granulometric composition of blending fractions used for the manufacturing of electrodes, in different phases of the techological flow.

The authors establish the variation curves of fractions for different sample series, according to the products obtained in the manufacturing flow.

The results may lead to the determination of standard manufacturing formulas.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 193—196

DC: 66.071.6

Apa, L.: **Correlations between gas diffusion and solubility in liquid steel**

The paper shows that an opposite ratio exists between the gas solubiity for different alloying element contents in and the corresponding diffusion index. That means that the increase of gas solubility is accompanied by the decrease of diffusion speed and viceversa. The product between diffusion solubility and index is almost constant.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 197—201

DC: 620.193:543.42.062

Vlaicu, Gh.: **Iron ion spectra in acid and alkaline corrosive media**

The paper presents iron ion spectra in complexes which may appear in practical corrosion situations of steels in acid and alkaline media.

The author identifies the iron surroundings in the above mentioned situations, while pointing out the possibility of spectrophotometric analysis of the iron content in acid solutions used in industrial steel pickling facilities.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 202—203

DC: 543.42.062

Samoilă, Gh. and *Damian, Mariana*: **The spectrophotometric determination of zinc traces in light alloys**

The paper presents a new method of spectriphotometric dosing analysis of zinc traces in light alloys, under the form of a ternary complex. The authors intend to point out the working methodology, as well as the calculation of zinc concentration in an alloy.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 204—205

DC: 621.77.016.2

Dumitrescu, A. T. and *Roşu, I.*: **The determination of thermokynetical parameters and of rolling couple in the case of hot strip rolling. Numerical results.**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 206—212

DC: 539.374:621.77.016.2

Cazimirovici, E., Târcolea, M. and *Şaban, R.*: **Laboratory method meant for determining the dependence between the medium pressures in the deformation area during rolling, and the major process parameters**

The paper presents a method and a calculation algorithm with a view to establishing the variation of medium pressure in the deformation area during rolling. By using this method, the authors may find the exact answer of metallic material to the sollicitation applied by hot plastic deformation.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 213—215

DC:621.778

Sferlic, H.: **Theoretical considerations concerning the drawing series calculation for the sliding drawing machine**

The paper presents the sliding drawing machines, establishing the choice criteria for type of the drawing machine and the series calculations relations function depending on its constructive characteristics.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 216—221

DC: 543.062:621.378.3

Pumnea, C.: **Physical and chemical analyses of the metallic materials by laser microsonde**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 212—226

DC: 669.131.622

Ripoşan, I.: **The present situation and future prospects of the iron modification technology in the pool covered ladle with a view to obtaining cast-iron with compact graphite**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 237—231

DC: 669.046.516.4:669.018.28

Chircă, D., Suciu, Valerica and *Suciu, M. V.*: **Research on the influence of the maintenance period at casting temperature between the modification operation and the casting on the mechanical and structural characteristics of alumininium alloys**

The paper presents the results of a comparative study of the effect of sodium and strontium as well as of a cumulative effect of titanium, boron strontium and sodium on the stability of the results of the modification during the maintenance period of modified ATSi10Mg alloy at casting temperature.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 232—235

DC: 621.742:621.743

Cohn, E., Crăciun, S., Filip, N. and *Ionescu, Cornelia*: **Physical methods used in order to increase the binding capacity of sodium silicate solution for core and mould manufacturing**

The paper presents the results obtained with a view to decreasing the sodium silicate ratios used in core and mould manufacturing and improving their knocking out.

The authors show that sodium silicate treatment by physical methods such as ultrasounds and magnetic field leads to the strenght increase of samples made with the help of this binding agent and hardened with carbon diodide, which leads to a 20—25% decrease of sodium silicate ratio used in practice foundry sand preparation and to an increase of core knocking-out after using them in the casting process.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 236—239

INHALT

DK: 541.135.5:621.365.52

Ienciu, M., Apostolescu, Rodica, Panait, N., Popescu, Gabriela und *Cristea, Lidia*: **Einige Betrachtungen und Ursachen angesichts des Einflusses der Qualität der in U.H.P. — Öfen eingesetzten Elektroden, auf den spezifischen Elektrodenverbrauch**

Es wird, am Mikroskop, die granulometrische Zusammensetzung der Brüche des Gemisches der zur Herstellung, der in verschiedenen Phasen des Arbeitsganges eingesetzten Elektroden analysiert. Es werden die für verschiedene Probenserien eingesetzten Brüche und die von den erzielten Produkte abhängenden Schwankungskurven festgesetzt.

Die erhaltenen Ergebnisse können zur Festlegung von Standard-Herstellungsmethoden dienen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 193—196

DK: 66.071.6

Apa, L.: **Wechselbeziehungen zwischen der Diffusion und der Löslichkeit einiger Gase im flüssigen Stahl**

Aus der vorliegenden Arbeit geht hervor, dass es zwischen der Löslichkeit eines Gases, im Falle verschiedener Gemischen von Legierungselemente aus dem Stahl und den dazugehörigen Diffusionskoeffizient, ein umgekehrtes Verhältnis gibt und zwar: die Erhöhung der Gaslöslichkeit ist von der Verminderung der Diffusionsgeschwindigkeit begleitet und umgekehrt. Das Resultat des Verhältnises zwischen der Löslichkeit und den Diffusionskoeffizient ist ungefähr konstant.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 197—201

DK: 620.193:543.42.062

Vlaicu, Gh.: **Spektren der Eisenionen in korrodierenden sauren und basischen Medien**

In der Arbeit werden die Spektren der Eisenionen aus Komplexen, welche bei der Korrosion der Stähle in sauren und basischen Medien vorkommen, dargestellt.

Es werden die Bedingungen des Eisens mit den o.g. Umfassungen gleichgesetzt und die Möglichkeit der spektrophotometrischen Analyse des Eisengehalts aus den in den industriellen Stahlbeizanlagen eingesetzten Lösungen angeführt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 202—203

DK: 543.42.042

Samoilă, Gh. und *Damian, Mariana*: **Spektrophotometrische Bestimmung der Zinkspuren aus den Leichtmetallen**

Die Arbeit gibt eine neue spektrophotometrische Beschikkungsmethode der Zinkspuren aus Leichtmetallen, die als einem ternären Komplex vorkommen, wieder, zwecks der Ermittelung der Arbeitsmethode und der Berechnung der Zinkkonzentration aus der Legierung.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 204—205

DK:621.77.016.2

Dumitrescu, A. T. und *Roşu, I.*: **Bestimmung der thermokinematischen Parameter und des Walzmoments, was das Warmbandwalzen betrifft. Numerische Ergebnisse**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 206—212

DK: 539.374:621.77.016.2

Cazimirovici, E., Târcolea, M. und *Şaban, R*: **Laborverfahren für die Festlegung der Abhängigkeit des mittelmässigen Druckes aus der Verformungszone, beim Walzen, von den wichtigsten Prozessparametern**

In der Arbeit werden ein Verfahren und ein Berechnungsalgorithmus zur Festsetzung der mittelmässigen Druckschwankungen aus der Verformungszone, beim Walzen, dargestellt. Anhand dieses Verfahrens wurde die vollkommene Erkenntnis des Verhaltens des metallischen Einsatzes bei der Warmverformung ermöglicht.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 213—215

DK: 621.778

Sferlic, N.: **Theoretische Betrachtungen zur Berechnung der bei den Gleit-Ziehmaschinen hergestellten Ziehserien**

In der vorliegenden Arbeit wird der besondere Fall der Gleit-Ziehmaschinen untersucht. Es werden die Auswahlkriterien der Maschinenart und die Berechnungsbeziehungen der Serien, in Abhängigkeit von ihren konstruktiven Eigenschaften analysiert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 216—221

DK: 543.062.621.378.3

Pumnea, C.: **Eine chemisch-physikalische Analyse metallischer Werkstoffe mit Hilfe der Laser-Mikrosonde**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p, 222—226

DK: 669.131.622

Ripoşan, I.: **Gegenwärtiger Stand und Voraussichten der Anwendung des Änderungsverfahrens des Roheisens in der mit Becken bedeckten Pfanne, zwecks der Herstellung von Gusseisen mit Kompaktgraphit**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 227—231

DK: 669.046.516.4:669.018.28

Chireă, D., Suciu, Valerica und *Suciu, M. V.*: **Erforschungen betreffend den Einfluss der Haltezeit bei Giesstemperatur, der Änderungs-und Giessvorgängen, auf den mechanischen und strukturellen Eigenschaften einiger Aluminiumlegierungen**

Die Arbeit deutet auf die Ergebnisse, eines vergleichenden Studiums angesichts des singulären Effekts des Natriums und Strontiums, wie auch des kumulierten Effekts des Titans, Bors, Strontiums, Natriums auf die Beständigkeit der Änderungsergebnisse während der Haltezeit der veränderten ATSi 10 Mg-Legierung, bei Giesstemperatur, hin.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 232—235

DK: 621.742:621.743

Cohn, E. S., Filip, N. und *Ionescu, Cornelia*: **Physikalische, zur Erhöhung des Bindevermögens der bei der Herstellung von Kernen und Formen, angewandten Natriumsilikatlösungen, eingesetzten Verfahren**

In der Arbeit werden die Ergebnisse einer zur Verminderung der bei der Herstellung von Kernen und Formen und die für deren Verarbeitung angewandten Natriumsilikatanteile, durchgeführte Untersuchung, dargestellt.

Es wird erwiesen, dass die Behandlung des Natriumsilikats durch physikalische Verfahren, aufgrund von Ultraschallen und vom Magnetfeld, zur Erhöhung des Widerstands der aus diesem Bindemittel und mit Kohlendioxyd verhärteten hergestellten Proben, führt; was eine Verminderung von 20—25 % des Natriumsilikatanteils, der bei der Formmassenvorbereitung und bei der Verarbeitung der Kerne, nach deren Einsatz beim Giessen, gestattet.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 236—239

SOMMAIRE

CD: 541.135.5:621.365.52

Ienciu, M., Apostolescu, Rodica, Panait, N., Popescu, Gabriela et Cristea, Lidia: **Quelques aspects et raisons de l'influence de la qualité dans les fours U. H. P. sur la consommation spécifique d'électrodes**

Les auteurs analysent au microscope la composition granulométrique des fractions du mélange utilisé à la fabrication des électrodes, dans différentes phases du flux technologique.

On établit les courbes de variation des fractions pour différents lots d'eprouvettes, en fonction des produits obtenus dans le flux de fabrication.

Les résultats peuvent contribuer à établir des recettes standard de fabrication.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 193—196

CD: 66.071.6

Apa, I.: **Corrélations entre la diffusion et la solubilité de certains gaz dans l'acier liquide**

L'auteur a constaté qu'entre la solubilité du gaz, pour de différentes teneurs en éléments d'alliages dans l'acier, et le coefficient de diffusion respectif il y a un rapport inverse: l'augmentation de la solubilité du gaz est accompagnée par la diminution de la vitesse de diffusion et inversement. Le produit entre la solubilité et le coefficient de diffusion est à peu près constant.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5 p. 197—201

CD: 620.193:543.42.062

Vlaicu, Gh. **Les spectres des ions de fer en milieux corrosifs acides ou alcalins**

L'article présente les spectres des ions de fer en complexes qui peuvent apparaître à la corrosion des aciers en milieux acides ou alcalins.

L'auteur identifie les entourages de fer dans les situations mentionnées et établit la possibilité de l'analyse spectrophotométrique de la teneur en fer des solutions acides utilisées dans les installations industrielles de décapage des aciers.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 202—203

CD: 543.32.06

Samoilă, Gh. et Damian, Mariana: **La détermination spectrophotométrique des traces de zinc dans les alliages légers**

Les auteurs présentent une nouvelle méthode de dosage spectrophotométrique des traces de zinc sous la forme d'un complexe ternaire dans les alliages légers; cette méthode est destinée à indiquer le mode de travail et à déterminer la concentration de zinc de l'alliage.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 204—205

CD: 621.77.016.2

Dumitrescu, A. T., Roșu. I.: **La détermination des paramètres thermocinématiques et du couple de laminage lors du laminage à chaud des bandes. Résultats numériques.**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 206—212

CD: 539. 374: 621.77.016.2

Cazimirovici, E., Târcolea. M. et *Saban, R.*: **Méthode de laboratoire pour déterminer la dépendance entre la pression moyenne dans la zone de déformation pendant le laminage et les principaux paramètres du processus**

Les auteurs présentent une méthode et un algorithme de calcul pour la détermination de la variation de la pression moyenne dans la zone de déformation pendant le laminage. En utilisant cette méthode on peut déterminer avec précision la réponse du matériel métallique aux sollicitations lors de la déformation plastique à chaud.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 213—215

CD: 621.778

Sferlic, N.: **Considérations théoriques sur la détermination des séries de tirage pour les machines de tréfilage à glissement**

L'article présente les machines de tréfilage à glissement tout en soulignant les critères de choisir le type de machine et les relations de calcul de la série, en fonction de ses caractéristiques constructives.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 216—221

CD: 543.062:621.378.3

Pumnea, C.: **L'analyse physique — chimique des matériaux métalliques par la microsonde laser**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 222—226

CD: 669.131.622

Ripoșan, I: **Le stade actuel et les perspectives de l'utilisation de la technologie de modification de la fonte dans la poche couverte de bassin à même d'obtenir des fontes à graphite compact**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 227—231

CD: 669.046.516.4:669.018.28

Chircă, D., Suciu, Valerica et *Suciu, M. V.*: **Recherches concernant l'influence du temps de maintien à la température de coulée entre les opérations de modification et de coulée sur les caractéristiques mécaniques et structurales de certains alliages d'aluminium**

Les auteurs présentent les résultats d'une étude comparative concernant l'effet unique du sodium et du strontium de même que l'effet cumulé du titane, du bore, du strontium et du sodium sur la stabilité des résultats de la modification pendant le maintien à la température de coulée de l'alliage ATSi 10Mg modifié.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 232—235

CD: 621.742:621.743

Cohn, E., Crăciun, S., Filip, N. et *Ionescu, Cornelia*: **Méthodes physiques utilisées pour l'augmentation de la capacité de liaion des solutions de silicate de sodium utilisées à la fabrication des noyaux et des moules**

Les auteurs présentent les résultats d'une étude effectuée à même de diminuer les proportions de silicate de sodium utilisées à la fabrication des noyaux et des moules en améliorant leur décochage.

On constate que le traitement du silicate de sodium par des méthodes physiques à ultra-sons et à champ magnétique mène à l'augmentation de la résistance des eprouvettes en liant, renforcées de bioxyde de carbone; on obtient une diminution d'environ 20—25% de la proportion de silicate de sodium utilisé pour la préparation des sables de moulage et une augmentation du décochage des noyaux à la suite de leur utilisation dans le processus de coulée.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 236—239

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 541.135.5: 621.365.52

Иенчю, М., Апостолеску, Родика, Панаит, Н., Попеску, Габриела и *Кристеа Лидия:* **Некоторые аспекты и причины относительно влияния качества используемых электродов в условиях сверхвысокомощной печи на удельный расход электродов**

Анализированы на микроскопе гранулометрический состав фракций используемой смеси для производства электродов в различных фазах технологического потока.

Устанавливаются кривые вариации фракций для различных партий проб и в зависимости от полученных изделий в потоке производства.

Результаты могут привести к установлению стандардовых рецептов производства.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 193—196

ДК:66.071.6

Ana, Л.: **Соотношения между диффузией и растворимостью газов в жидкой стали**

Из работы вытекает, что между растворимостью газа при различном содержании в стали легирующих элементов и соответствующим коэффициентом диффузии существует обратное соотношение: повышение растворимости газа сопровождено уменьшением скорости диффузии и наоборот. Произведение между растворимостью и коэффициентом приблизительно неизменное.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 197—201

ДК: 620.193: 543.42.062

Влайку, Г.: **Спектры железных ионов в коррозионных кислых и щелочных средах**

Представлены спектры железных ионов в комплексных соединениях, которые могут появится при практических положениях коррозии стали в кислых или щелочных средах.

Определены окружности железа в упомянутых положениях и выявлена возможность спектрофотометрического анализа из кислых растворов, используемых в промышленных установках травления сталей.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 202—203

ДК: 543.42.062

Самоилэ, Г. и *Дамиян, Мариана:* **Спектрофотометрическое определение следов цинка в легких сплавах**

Работа представляет новый метод спектрофотометрической дозировки следов цинка из легких сплавов в виде тройного комплекса для назначения методологии работы, а также и расчет концентрации цинка в сплаве.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 204—205

ДК: 621.77.016.2

Думитреску, А. и *Рошу, И.:* **Определение термокинематических параметров и момента прокатки при горячей прокатке лент. Числовые результаты.**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 206—212

ДК: 539.374: 621.77.016.2

Казимирович Е., Тырколеа, М. и *Шабан, Р.:* **Лабораторный метод для определения зависимости среднего давления в зоне деформации при прокатке в зависимости от основных параметров процесса**

Работа представляет метод и алгоритм расчета для определения вариации среднего давления в зоне деформации при прокатке. Применяя этот метод становится возможным точное познание ответа металлического материала при испытаний, прикладываемые горячей пластической деформации.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 213—215

ДК: 621.778

Сферлик, Н.: **Теоретические соображения расчета серий волочения вытяжки на волочильной машине со скольжением**

В работе анализирован отдельный случай волочильных машин со скольжением устанавливая критерии выбора типа машины и расчетные отношения, в зависимости от ее конструктивных характеристик.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 216—221

ДК: 543.062: 621.378.3

Пумнеа, К.: **Физико-химический анализ лазерным микрозондом металлических материалов**

Metalurgia, 39 (1987), nr. 5, p. 222—226

ДК: 669.131.622

Рипошан, И.: **Современный этап и перспективы применения технологии модификации чугуна в ковше покрытым бассейном для получения чугуна с компактным графитом**

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 227—231

ДК: 669.046.516.4: 669.018.28

Киркэ, Д., Сучю, Валерика и *Сучю, М.:* **Исследования по влиянию продолжительности выдержки при температуре разливки между операциями модификации и разливки на механические и структурные характеристики алюминиевых сплавов**

В работе изложены результаты сравнительной работы единичного эффекта натрия и стронция как и накопленного эффекта титана, бора и стронция и натрия на стабильность результатов изменения при выдержке при температуре разливки модифицированного сплава ATSi10Mg.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 232—235

ДК: 621.742: 621.743

Коон, Е., Крэчюн, С., Филип, Н. и *Ионеску, Корнелия:* **Физические методы для повышения связующей способности растворов силиката натрия, используемые при производстве стержней и форм**

Представлены полученные результаты при проведенном изучении для снижения пропорции силиката натрия, используемые при производстве стержней и форм и улучшения их выбивки.

Обработка силиката натрия физическими методами ультразвуками и магнитным полем ведет к повышению сопротивления образцов, изготовленных этим связывающим веществом и затвердевшие двуокисью углерода, что позволит снизить на около 20—25% пропорцию силиката натрия, используемый в практике при приготовлении формовочных смесей и улучшить выбивку стержней после их использования в процессе разливки.

Metalurgia 39 (1987), nr. 5, p. 236—239

METALURGIA 5

ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Prof. dr. ing. M. Ienciu,
conf. dr. ing. Rodica Apostolescu,
conf. dr. ing. N. Panait,
ing. Gabriela Popescu şi ing. Lidia Cristea
Institutul politehnic — Bucureşti

Aspecte şi cauze privind influenţa calităţii electrozilor folosiţi în condiţii U.H.P. asupra consumului specific de electrozi

CZ: 541.135.5:621.365.52

Unul din factorii importanţi de care depinde calitatea electrozilor este şi compoziţia granulometrică a materiei prime, care influenţează densitatea aparentă a fracţiilor şi care determină gradul de umplere optim al spaţiului şi, în final, comprimarea maximă a grăunţilor.

Alegerea compoziţiei granulometrice a amestecului trebuie să realizeze o densitate aparentă maximă a fracţiilor uscate de cocs.

Studiul participării diferitelor sorturi de fracţii privind influenţarea proprietăţilor ulterioare ale produsului finit (electrozi, nipluri) a demonstrat manifestări diferite în condiţiile variabile din exploatare; implicaţiile ce survin asupra proceselor de consum şi a consumului specific de electrozi privind compoziţia granulometrică sînt de o mare importanţă în privinţa obţinerii unei calităţi superioare.

Consumul specific de electrozi este influenţat de mulţi factori, iar cauzele care pot produce un consum ridicat se pot împărţi în două categorii, şi anume: I — cauze de consum la consumator (legate de exploatare) şi II — cauze de consum la producător (în fazele fluxului tehnologic de fabricare a electrozilor).

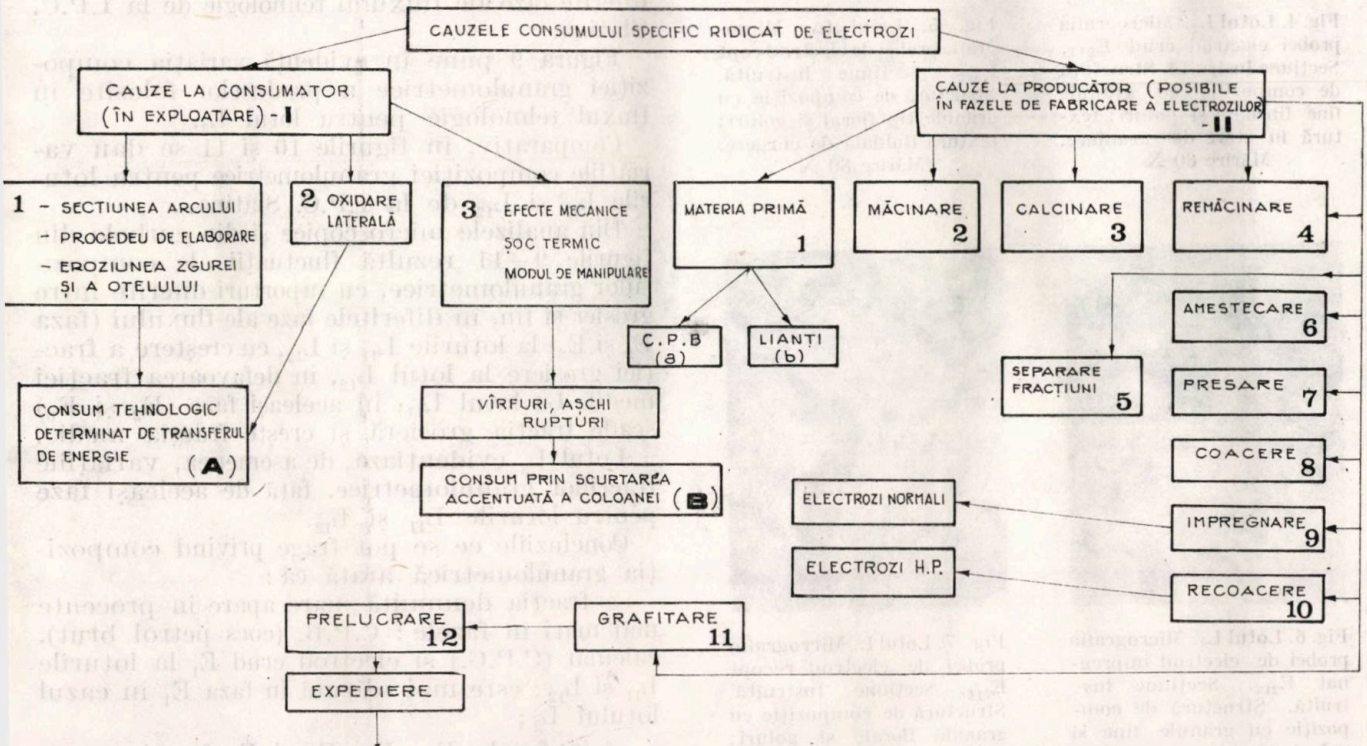


Fig. 1. Schema cauzelor consumului specific ridicat de electrozi

Fig. 2. Lotul L_{11}. Micrografia probei de petrol brut B_{111}. Secțiune lustruită. Structură de compoziție cu granule fibroase și florale. Mărire 80X

Fig. 3. Lotul L_{111}. Micrografia probei de petrol calcinate C_{111}. Secțiune lustruită. Structură de compoziție cu granule fibroase, în mozaic și cu goluri. Mărire 80 X

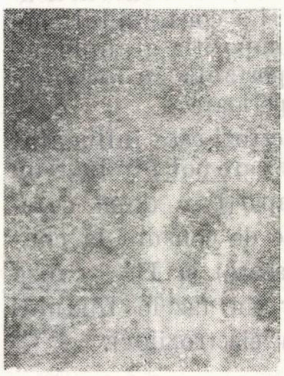


Fig. 4. Lotul L_2. Micrografia probei electrod crud E_{211}. Secțiune lustruită. Structură de compoziție cu granule fine fibroase și goluri; textură în stare de aranjare. Mărire 80 X

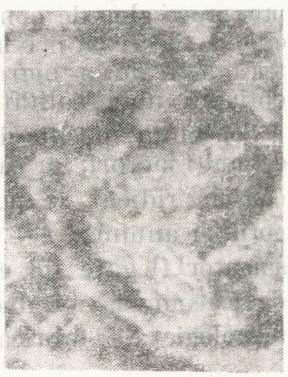


Fig. 5. Lotul L_2. Micrografia probei de electrod copt E_{212}. Secțiune lustruită. Structură de compoziție cu granule tip floral și goluri; textură fluidală de curgere. Mărire 80 X

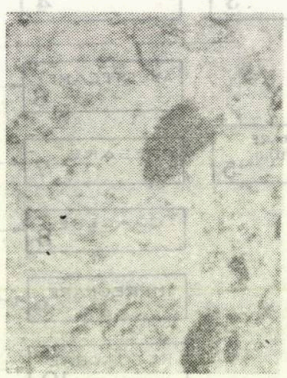


Fig. 6. Lotul L_2. Micrografia probei de electrod impregnat E_{213}. Secțiune lustruită. Structură de compoziție cu granule fine și goluri umplute cu masă de impregnație; textură ușor orientată. Mărire 80 X

Fig. 7. Lotul L. Micrografia probei de electrod recopt E_{214}. Secțiune lustruită. Structură de compoziție cu granule florale și goluri; textură orientată. Mărire 80 X

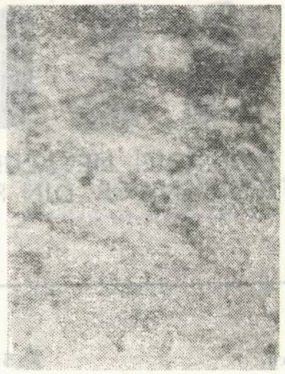


Fig. 8. Lotul L_2. Micrografia probei de electrod grafitizat E_{215}. Secțiune lustruită. Structură de dezamestec cu granule fibrozate; textură orientată. Mărire 80 X

În schema din figura 1 sînt arătate cele două categorii de cauze ale consumului specific ridicat de electrozi.

Din fazele fluxului tehnologic de fabricare a electrozilor, în prezentul studiu s-au analizat cauzele legate de calitatea materiei prime (fig. 1.), cu referire la C.P.B. (cocsul de petrol brut) — (*a*), în privința compoziției granulometrice.

Urmărirea compoziției granulometrice s-a făcut pe tot fluxul tehnologic (fig. 1), prin analizarea microscopică a probelor colectate din următoarele faze: cocs petrol brut (C.P.B.), calcinare, coacere, impregnare, recoacere și grafitizare.

Micrografiile din figurile 2—8 pun în evidență compozițiile granulometrice ale fracțiilor grosiere (20 mm) mari, (10—20 mm) și medii (sub 10 mm), ale probelor din lotul L_2 din diferite faze ale fluxului tehnologic de la I.P.C. Slatina.

Figura 9 pune în evidență variația compoziției granulometrice a produselor folosite în fluxul tehnologic pentru lotul L_2.

Comparativ, în figurile 10 și 11 se dau variațiile compoziției granulometrice pentru loturile L_{11} și L_{12} de la I.P.C. Slatina.

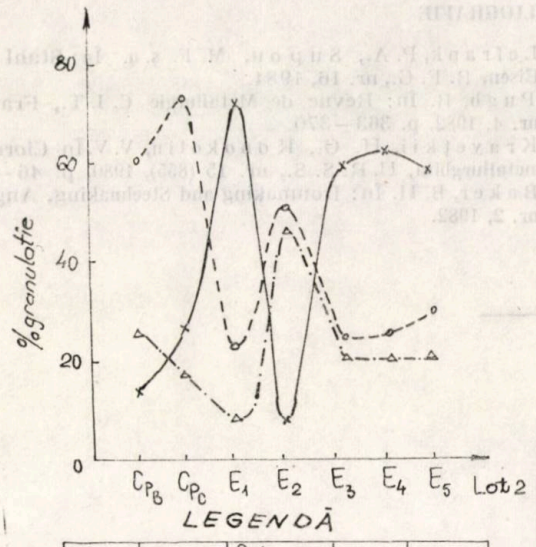
Din analizele microscopice și din curbele din figurile 9—11 rezultă fluctuații ale compozițiilor granulometrice, cu raporturi diferite între grosier și fin, în diferitele faze ale fluxului (faza E_2 și E_3) la loturile L_{11} și L_{12}, cu creștere a fracției grosiere la lotul L_{12}, în defavoarea fracției medii. La lotul L_{11}, în aceleași faze (E_2 și E_3) scade fracția grosieră și crește fracția medie.

Lotul L_2 evidențiază, de asemenea, variațiile fracțiilor granulometrice, față de aceleași faze pentru loturile L_{11} și L_{12}.

Concluziile ce se pot trage privind compoziția granulometrică arată că:

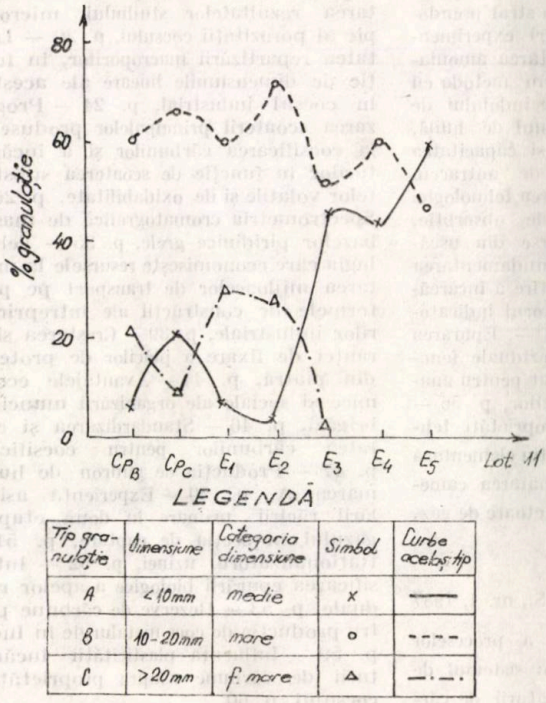
— fracția denumită mare apare în procente mai mari în fazele: C.P.B. (cocs petrol brut), calcinat (C.P.C.) și electrod crud E_1 la loturile L_{11} și L_{12}; este mai scăzută în faza E_1 în cazul lotului L_2;

— în fazele E_2, E_3, E_1 și E_5 fracția mare scade în favoarea creșterii fracției medii la loturile L_{11} și L_2;



Tip granulație	Dimensiune	Categoria dimensiune	Simbol	Curbe același tip
A	<10mm	medie	x	——
B	10-20mm	mare	o	- - - -
C	>20mm	f. mare	△	—·—·

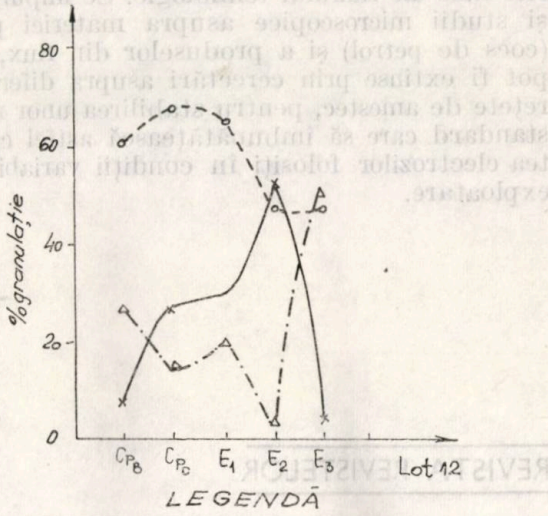
Fig. 9. Variația granulației materialelor folosite pentru electrozi în diferite faze ale fluxului tehnologic (lotul L_2)



Tip granulație	Dimensiune	Categoria dimensiune	Simbol	Curbe același tip
A	<10mm	medie	x	——
B	10-20mm	mare	o	- - - -
C	>20mm	f. mare	△	—·—·

Fig. 10. Variația granulației materialelor folosite pentru electrozi în diferite faze ale fluxului tehnologic (lotul L_{11})

— fracția medie participă cu o proporție mai mică în fazele (C.P.B.) și (C.P.C.), în cazul tuturor celor trei loturi, și crește după faza de calcinare, în loturile L_{11} și L_{12} ; o scădere bruscă a acestei fracții se remarcă în cazul lotului L_2, în faza de calcinare E_2 ;



Tip granulație	Dimensiune	Categoria dimensiune	Simbol	Curbe același tip
A	<10mm	medie	x	——
B	10-20mm	mare	o	- - - -
C	>20mm	f. mare	△	—·—·

Fig. 11. Variația granulației materialelor folosite pentru electrozi în diferite faze ale fluxului tehnologic (lotul L_{12})

— fracția foarte mare depășește în general 20 % la toate cele trei loturi în fazele de cocs brut și scade după calcinare la loturile L_{12} și L_2, marcînd o creștere peste 20 % la lotul L_{11}.

O participare mare a fracției mărunte influențează favorabil, doar pînă la un anumit grad, umplerea spațiului și obținerea unei compactități maxime și a unei porozități minime; proporțional crește și rezistența mecanică și impune de asemenea mărirea cantității de liant, care influențează defavorabil procesul de grafitizare.

Impregnarea, de asemenea, este influențată defavorabil de mărirea procentului fracției mărunte.

Mărirea procentului fracției mari pînă la 20 %, sau peste această valoare în compoziție reduce rezistența mecanică, dar ajută în mare măsură la îmbunătățirea celei termice, care joacă un rol important în cazul produselor utilizate la condiții U.H.P.

Acest procent ridicat al fracției mari ajută la formarea unui schelet rezistent, necesar, în faza de presare, cînd lipsește încă structura stratificată (orientată).

Studiile microscopice evidențiază deci, pe de o parte, gradul de compactitate a produselor, existența de goluri și forma lor (porozitate), fiind indicate goluri alungite care arată tendința de stratificare a structurii de compoziție, cerută în special pentru produsele utilizate în condiții U.H.P.

Studiul microscopic arată pe de altă parte și compoziția granulometrică (deci proporțiile fracțiilor grosier — fin) a produselor, în dife-

rite faze ale fluxului tehnologic. Se impun deci și studii microscopice asupra materiei prime (cocs de petrol) și a produselor din flux, care pot fi extinse prin cercetări asupra diferitelor rețete de amestec, pentru stabilirea unor rețete standard care să îmbunătățească astfel calitatea electrozilor folosiți în condiții variabile de exploatare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lefrank, P. A., Supon, M. F. ș. a. În: Stahl und Eisen, R. F. G., nr. 16, 1984.
[2] Pugh, R. În: Revue de Métallurgie C. I. T., Franța, nr. 4, 1982, p. 363–370.
[3] Kraveț kii, H. G., Konokotin, V. V. În: Ciornaia metallurghiia, U. R. S. S., nr. 15 (855), 1980, p. 46–45.
[4] Baker, B. H. În: Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 2, 1982.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 11, 1986

Noi condiții de gospodărire în industria cocsochimică, p. 2 — Proprietățile tehnologice ale cărbunilor din zăcămîntul Kușeiahovsk din Kuzbas, p. 4 — Apariția efectului de autodegresare a încărcăturilor din cărbune la valori diferite ale greutății volumice și ale gradului de mărunțire, p. 6 — Influența hidrocarburilor la ieșire și proprietățile produselor de distrucție termică a cărbunilor cocsificabili, p. 9 — Un nou reactiv de flotație Ketgol, p. 13 — Estimarea proprietăților termomecanice ale cocsului, p. 15 — Studiul derivatografic al activității chimice a cocsului obținut din cărbuni cu un grad diferit de metamorfism, p. 20 — Studiul capacității de aglutinare a gudroanelor de huilă, p. 23 — Creșterea resurselor de cocs pentru industria feroaliajelor, p. 27 — Calculul epurării gazului de cocserie, p. 29 — Perfecționarea metodei complexometrice de determinare a ionilor de sulfați, p. 34 — Găsirea unor noi căi de utilizare eficientă a tiocianatului de sodiu în economia națională, p. 35 — Influența fenolilor și a bazelor asupra preciziei de rectificare a gudronului de huilă (sinteză), p. 36 — Elaborarea metodologiei de formare a indicilor referitori la manoperă în industria cocsochimică, p. 39 — Controlul și reglarea procesului de mărunțire a cărbunelui în concasoarele cu ciocane, p. 43 — Obținerea și încercarea cărbunelui activat pentru epurarea apelor reziduale de fenoli, p. 46 — Trecerea unei uzine cocsochimice la un regim de alimentare cu apă fără ape reziduale, p. 49.

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 12, 1986

Influența parametrilor genetici ai cărbunilor asupra calității cocsului, p. 15 — Modificarea proprietăților fizicochimice ale cocsului pe lățimea camerei cuptorului în procesul de cocsificare, p. 18 — Folosirea betoanelor refractare în construcția cuptoarelor pentru producția cocsului metalurgic și de gudron, p. 20 — Modificarea proprietăților cărbunilor de Berezovsk prin uscare și impregnare cu păcură și piroliză în strat pseudofluidizat, p. 24 — Cercetări experimental-industriale pentru captarea amoniacului din gazul de cocs prin metoda cu fosfați, p. 26 — Obținerea indolului de înaltă puritate din gudronul de huilă, p. 32 — Masa moleculară și capacitatea de asimilare a uleiului de antracen, p. 34 — Cercetări și elaborarea tehnologiei de obținere a smoalei de absorbție, p. 39 — Epurarea gazelor arse din uscătorul rotativ, p. 42 — Fundamentarea alegerii gradului de mărunțire a încărcăturilor de cărbune cu ajutorul indicatorilor economici, p. 44 — Epurarea microbiologică a apelor reziduale fenolice, p. 47 — Sistem automat pentru analiza petrografică a cărbunilor, p. 56 — Legătura dintre unele proprietăți tehnologice și fizice și compoziția elementară a cărbunilor, p. 57 — Exploatarea camerelor de cuptor cu două colectoare de gaz, p. 57.

Koks i himiia, U. R. S. S., nr. 1, 1987

Modelarea matematică a proceselor termice și aerodinamice în sistemul de pregătire termică a încărcăturii de cărbune, p. 4 — Utilizarea apelor mineralizate, de mină, la flotarea cărbunilor din bazinul Karaganda, p. 7 — Mezofaza, aglutinarea cărbunilor și formarea structurii cocsului, p. 9 — Influența gradului de mărunțire a încărcăturii asupra calității cocsului și funcționării furnalelor în condițiile combinatului metalurgic din Zapadno-Sibiri, p. 14 — Gradul optim de mărunțire a încărcăturilor, p. 15 — Metodă de determinare rapidă a porozității cocsului, p. 17 — Interpretarea rezultatelor studiului microscopic al porozității cocsului, p. 20 — Legitatea repartizării macroporilor, în funcție de dimensiunile lineare ale acestora în cocsul industrial, p. 24 — Prognozarea scoaterii principalelor produse de la cocsificarea cărbunilor și a încărcăturilor în funcție de scoaterea substanțelor volatile și de oxidabilitate, p. 26 — Spectrometria cromatografică de masă a bazelor piridinice grele, p. 35 — Tehnologia care economisește resursele la montarea mijloacelor de transport pe platformele de construcții ale întreprinderilor industriale, p. 39 — Creșterea siguranței de fixare a plăcilor de protecție din piatră, p. 44 — Avantajele economice și sociale ale organizării muncii în brigăzi, p. 46 — Standardizarea și calitatea cărbunilor pentru cocsificare, p. 47 — Producția de gudron de huilă-marca A, p. 50 — Experiența asimilării răcirii primare în două etape a gazului în secția de captare, p. 51 — Raționalizatorul uzinei, p. 52 — Intensificarea epurării biologice a apelor reziduale, p. 53 — Rezerve de cărbune pentru producția de cocs metalurgic în India, p. 59 — Influența plasticității încărcăturii de cărbune asupra proprietăților cocsului, p. 60.

Dr. ing. L. Apa

Corelații între difuziunea și solubilitatea unor gaze în oțelul lichid

CZ: 66.071.6

Dizolvarea și deplasarea atomilor unor gaze în oțelul lichid sînt de mare importanță la elaborare, avînd implicații în final asupra calității materialului rezultat. De aceea, analizarea acestor procese a constituit și constituie și în prezent obiectul a numeroase studii, atît teoretice cît și experimentale.

În timp ce structura corpurilor solide și mecanismul difuziunii în ele se pot considera clarificate în cea mai mare parte în cadrul fizicii corpurilor solide, în ceea ce privește lichidele sînt modele de structură și teorii foarte diferite, uneori contradictorii. În linii mari, teoriile asupra stării lichide se pot grupa în două categorii [1]. Una consideră lichidele avînd o structură cvasicristalină cu noduri vacante și spații interstițiale libere. Deplasarea unui atom în topitură se poate considera ca un salt activat termic spre un loc vacant imediat vecin. Această reprezentare presupune, ca și în cazul corpurilor solide, existența unei energii de activare a deplasării (difuziunii). Alte modele consideră că în interiorul lichidului au loc variații ale densității (fluctuații) care permit atomilor mișcări pe distanțe mici. Teoria și calculele au la bază evaluarea probabilității formării unor goluri în interiorul lichidului datorită fluctuațiilor de densitate. Nefiind vorba aici de salturi activate termic, noțiunea de energie de activare nu are sens.

Plecînd de la modificările proprietăților la punctul de topire, respectiv de vaporizare, se poate considera că lichidele, mai ales cele metalice, ca structură sînt mai apropiate de corpurile solide decît de gaze. Astfel, după cum s-a mai menționat [2], pentru aliajele în stare lichidă, la o temperatură nu prea îndepărtată de cea de topire, modelul structurii cvasicristaline explică mai bine atît fenomenele de dizolvare cît și cele de difuziune. În cazul oțelurilor lichide, se presupune că structura constă în cvasicristale cubice cu fețe centrate, gazele ocupînd de obicei spațiile interstițiale. Difuziunea acestor gaze ar urma să aibă loc prin salturi dintr-un spațiu interstițial într-unul vecin vacant, datorită energiei de activare a difuziunii.

Fără a intra în detalii, se demonstrează că, la temperatură constantă, variația concentrației „c" cu timpul „t" a substanței X datorită difuziunii de-a lungul „s" al unui eșantion, atît în cazul unui corp solid cît și în cazul lichidelor, este descrisă de o ecuație diferențială cu derivate parțiale :

$$\frac{\partial c(s,t)}{\partial t} = D_x \frac{\partial^2 c}{\partial s^2} \qquad (1)$$

cunoscută sub numele de „a doua lege a lui Fick", în care D_x reprezintă coeficientul de difuziune, independent de concentrația substanței X care difuzează. El depinde însă de temperatură și de compoziția lichidului (aliajului) [3].

Dependența coeficientului de difuziune de temperatură este redată de relația lui Arrhenius :

$$D_x = D_0 \, exp\left(\frac{-Q_D}{RT}\right) \qquad (2)$$

în care D_0 este termenul preexponențial, iar Q_D — energia de activare a difuziunii. Pentru edificare, în tabelul 1 se prezintă acești factori caracteristici în cazul difuziunii azotului și hidrogenului în fierul pur. Este de remarcat faptul că coeficientul de difuziune al hidrogenului este mai mare cu un ordin de mărime decît cel al azotului, iar variația cu temperatura este mai însemnată la azot decît la hidrogen.

Tabelul 1

Factorii caracteristici de difuziune pentru azot și hidrogen în fierul pur

	Coeficientul de difuziune D_x, cm²/s (la 1600°C)	Factorul preexponențial D_0, cm²/s	Energie de activare Q_D, kcal/mol.
azot	$14,89 \times 10^{-5}$	$3,5 \times 10^{-3}$	11,700
hidrogen	$14,25 \times 10^{-4}$	$4,35 \times 10^{-3}$	4,135

În ceea ce privește aliajele, este de menționat că toți acești coeficienți depind de compoziție.

În privința dependenței de compoziția chimică a difuziunii gazelor în oțeluri, majoritatea experimentărilor au la bază faptul că în fenomenele de absorbție, respectiv degazare, etapa determinantă a vitezei procesului este difuziunea. Unele lucrări experimentale au urmărit determinarea directă a coeficienților de difuziune pe baza legilor lui Fick [3], altele au dedus indirect acești coeficienți din coeficientul de transfer masic al gazelor [4].

În figura 1 sînt redate, pentru oţelurile slab şi mediu aliate, curbele care prezintă dependenţa de concentraţia elementului de aliere a coeficienţilor de difuziune D_x pentru azot şi hidrogen în diferite aliaje feroase de tip Fe — Yi — X, X fiind gazul dizolvat în oţelul aliat cu elementul Yi. Concentraţiile Yi sînt exprimate în fracţii molare. Pentru trasarea acestor curbe, au fost prelucrate şi selectate o serie de date ale unor cercetători [3], [4], [5], [6], [7], date uneori neconcordante, stabilite experimental direct sau indirect. Valorile prezentate în figura 1 se pot considera ca cele mai probabile.

Studiul difuziunii acestor gaze în oţeluri a dus la concluzia că corelaţiile respective se exprimă mai raţional dacă în loc de concentraţie se au în vedere ca parametri de referinţă alte mărimi în directă legătură cu potenţialul chimic al sistemului, cum ar fi coeficienţii de activitate chimică, factorul termodinamic etc. [1].

Pentru un sistem ternar Fe — Yi — X, coeficientul de activitate $\gamma_x^{Y_i}$ este determinat într-o primă aproximaţie (neglijînd termenii de ordin superior) de relaţia:

$$\ln \gamma_x^{Y_i} = \varepsilon_x^{Y_i} \cdot y_i \qquad (3)$$

considerînd $\varepsilon_x^{Y_i}$ parametrul de interacţiune de ordinul întîi al elementului Y_i asupra elementului X (după C. Wagner [8]) şi luînd ca stare iniţială $\gamma_x^{\circ} = 1$. În logaritmi zecimali şi concentraţii exprimate în procente de greutate, relaţia (3) se poate scrie:

$$\lg f_x^{Y_i} = e_x^{Y_i} \cdot \% [Y_i] \qquad (4)$$

$f_x^{Y_i}$ fiind coeficientul de activitate, iar $e_x^{Y_i}$ — parametrul de interacţiune în această exprimare.

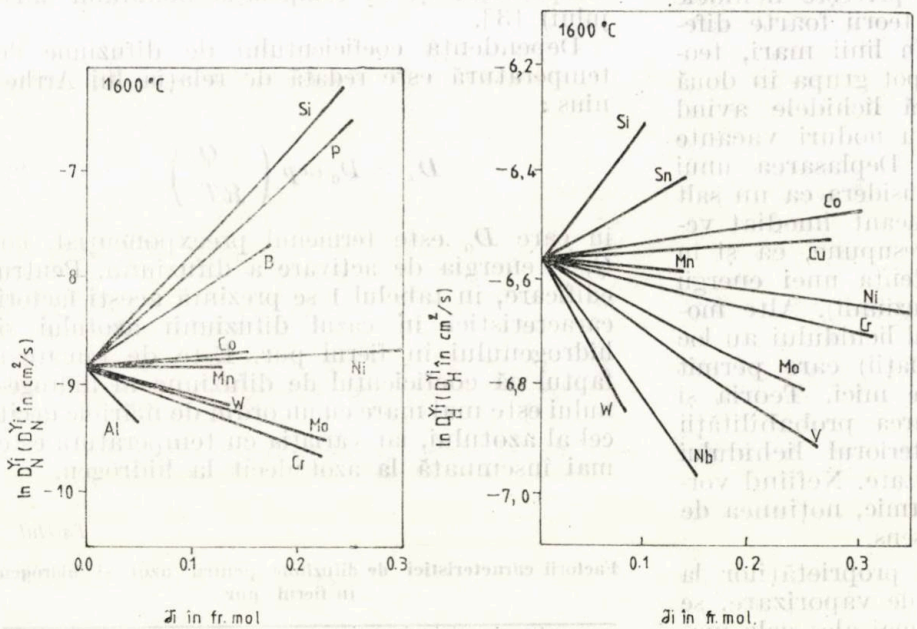


Fig. 1. Dependenţa de concentraţia elementelor de aliere a coeficientului de difuziune: *a* — azot; *b* — hidrogen

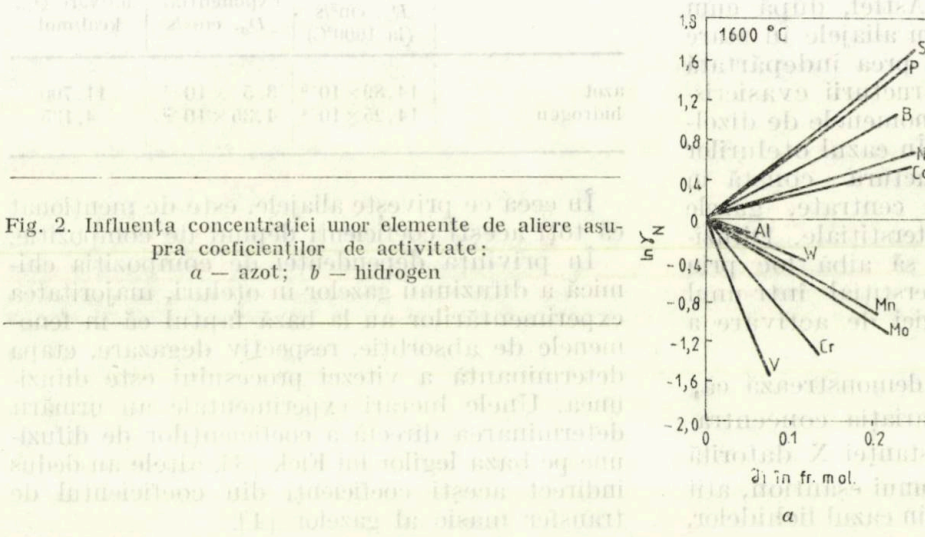


Fig. 2. Influenţa concentraţiei unor elemente de aliere asupra coeficienţilor de activitate: *a* — azot; *b* — hidrogen

Variația coeficienților de activitate cu concentrația în fracții molare este prezentată pentru azot și hidrogen, în figura 2 [9]. Comparînd aceste figuri cu figura 1, asemănarea este evidentă. Cu excepția wolframului, în cazul hidrogenului, în toate celelalte cazuri, curbele din figurile 1, 2 au aproximativ aceeași amplasare și înclinare, cu unele mici modificări nesemnificative datorate probabil valorilor aproximative ale unora dintre datele folosite. Rezultă deci că funcțiile $\ln \gamma_x^{Y_i} = f_1(y_i)$ și $\ln D_x^{Y_i} = f_2(y_i)$ sînt aproximativ lineare. Ca și în cazul solubilității [10], se poate scrie în mod similar :

$$\ln D_x^{Y_i} = \ln D_x^{\circ} + \delta_x^{Y_i} \cdot y_i \qquad (5)$$

în care :

$$\delta_x^{Y_i} = \left| \frac{\partial \ln D_x^{Y_i}}{\partial y_i} \right|_{y_i \to 0} \qquad (6)$$

este un fel de parametru de interacțiune pentru difuziune, asemănător cu $\varepsilon_x^{Y_i}$:

$$\varepsilon_x^{Y_i} = \left| \frac{\partial \ln \gamma_x^{Y_i}}{\partial y_i} \right|_{y_i \to 0} \qquad (7)$$

utilizat în studiul solubilității și al reacțiilor chimice. D_x^0 reprezintă coeficientul de difuziune al gazului X în fierul pur. În logaritmi zecimali și concentrații în procente de greutate, relația (5) se poate scrie :

$$\lg D_x^{Y_i} = \lg D_x^{\circ} + d_x^{Y_i} \cdot \% [Y_i] \qquad (8)$$

$d_x^{Y_i}$ fiind parametrul de interacțiune pentru difuziune în această exprimare.

Într-o serie de lucrări anterioare [10], [11] s-a arătat că solubilitatea $\chi_x^{Y_i}$, exprimată în fracții molare, a unui gaz X într-un aliaj binar Fe — Yi se poate determina din relația :

$$\chi_x^{Y_i} = \frac{\chi_x^0}{\gamma_x^{Y_i}} \qquad (9)$$

sau :

$$\ln \chi_x^{Y_i} = \ln \chi_x^{\circ} - \ln \gamma_x^{Y_i} \qquad (10)$$

Înlocuind valoarea lui $\gamma_x^{Y_i}$ din relația (3) se obține :

$$\ln \chi_x^{Y_i} = \ln \chi_x^{\circ} - \varepsilon_x^{Y_i} \cdot y_i \qquad (11)$$

asemănătoare ca formă cu relația (5).

În logaritmi zecimali și concentrații în procente de greutate, relația (11) devine :

$$\lg \%[X]_S^{Y_i} = \lg \%[X]_S^{\circ} - e_x^{Y_i} \cdot \%[Y_i] \qquad (12)$$

în care $\%[X]_S^{Y_i}$ și $\%[X]_S^{\circ}$ reprezintă solubilitatea gazului în aliaj, respectiv în fierul pur, iar $e_x^{Y_i}$ — parametrul de interacțiune în noua exprimare.

Din compararea relațiilor (5) cu (11), precum și (8) cu (12), rezultă că mărirea concentrației elementului Yi în aliaj acționează în sens contrar asupra solubilității și difuziunii : solubilitatea mai mare a gazului X este însoțită de o diminuare a vitezei de difuziune și invers.

Avînd în vedere cele menționate, rezultă implicit că între solubilitatea unui gaz (concentrația la saturație) la diferite conținuturi ale elementelor de aliere și coeficientul de difuziune aferent trebuie să existe un raport invers ; apare deci justificată examinarea produsului lor.

În cazul *azotului*, produsul dintre solubilitatea acestuia în procente de greutate în fierul pur $\%[N]_S^{\circ}$ și coeficientul de difuziune aferent D_N° la temperatura de 1600°C și presiunea de 1 atm este de :

$$D_N^{\circ} \cdot \%[N]_S^{\circ} = 14{,}89 \times 10^{-5} \cdot 0{,}0442\% = 6{,}58 \times 10^{-6}$$

Considerînd acest produs același și pentru solubilitatea azotului în oțeluri cu diferite concentrații de elemente de aliere și coeficienții de difuziune respectivi, se obține :

$$D_N^{Y_i} \cdot \%[N]_S^{Y_i} \simeq 6{,}58 \cdot 10^{-6} \qquad (13)$$

Se obține astfel o hiperbolă care exprimă faptul că elementele de aliere care diminuează solubilitatea azotului măresc în aceeași proporție coeficientul de difuziune. Această corelație este confirmată de experiență [1]. Din figura 3 rezultă că datele experimentale obținute atît pentru o serie de aliaje feroase binare (Fe-Ni, Fe-W, Fe-Mo etc.), cît și pentru unele avînd mai multe elemente de aliere (Fe-Cr-Ni, Fe-Co-Mn-W) se grupează satisfăcător în jurul curbei corespunzătoare relației (13).

Pentru *hidrogen* [1], [6] s-a putut stabili, în aceleași condiții de temperatură și presiune, o relație similară :

$$D_H^{\circ} \%[H]_S^{\circ} = 14{,}2 \cdot 10^{-4} \cdot 0{,}00251\% \simeq 3{,}55 \cdot 10^{-6}$$

și deci :

$$D_H^{Y_i} \cdot \%[H]_S^{Y_i} \simeq 3{,}55 \cdot 10^{-6} \qquad (14)$$

Se pare că această corelație este mai generală. Pentru hidrogen, E. Sacri și N.A.D. Parlee, în cazul a cinci metale diferite (Ni, Fe, Cu, Ag, Co), au stabilit pentru produsul

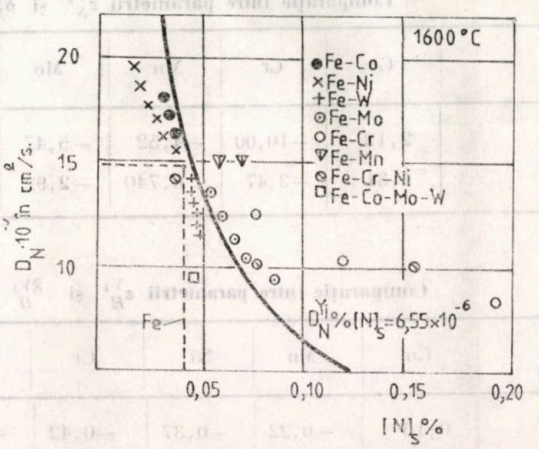


Fig. 3. Corelația dintre coeficientul de difuziune al azotului și solubilitatea acestuia în aliaje feroase (P_{N_2} = 1 atm

$D_H \cdot \%[H]_S^\circ$ valori cuprinse între $3{,}5 \times 10^{-6}$ și $9{,}1 \times 10^{-6}$ (fig. 4).

Explicația trebuie căutată chiar în structura intimă a atomului respectiv. Dacă repartizarea electronilor în jurul nucleului atomic, ținînd

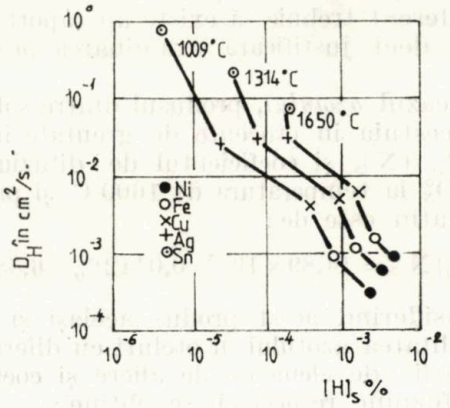


Fig. 4. Corelația dintre coeficientul de difuziune și solubilitatea hidrogenului în Ni, Fe, Cu, Ag, Sn (P_{H_2} = 1 atm)

seamă și de diametrul lui, este de așa natură încît rămîn sarcini pozitive reziduale necompensate integral de norul de electroni periferici, atunci poate apărea o atracție mai puternică între acești atomi și atomul de hidrogen, deoarece se exercită un fel de ionizare asupra atomului de hidrogen : electronul său este îndepărtat de nucleu, fiind atras către atomul de metal [1]. În acest fel, solubilitatea crește. Astfel se explică solubilitatea mai mare a hidrogenului în nichel decît în fier, în cupru decît în argint. Pe de altă parte, o atracție mai puternică între hidrogen și metalul respectiv diminuează mobilitatea hidrogenului și reduce viteza de difuziune. Creșterea solubilității gazului este deci însoțită de diminuarea vitezei de difuziune.

Avînd în vedere nivelul redus al solubilității gazelor în oțeluri, relațiile (13) și (14) rămîn valabile, cu o oarecare aproximație, și în cazul exprimării solubilității în fracții molare ($\chi_N^{Y_i}$ respectiv $\chi_H^{Y_i}$) :

$$D_N^{Y_i} \cdot \chi_N^{Y_i} \simeq D_N^\circ \cdot \chi_N^\circ = 14{,}89 \cdot 10^{-5} \cdot 1{,}76 \cdot 10^{-3} = 2{,}621 \cdot 10^{-7} \quad (15)$$

$$D_H^{Y_i} \cdot \chi_H^{Y_i} \simeq D_H^\circ \cdot \chi_H^\circ = 14{,}20 \cdot 10^{-4} \cdot 1{,}39 \cdot 10^{-3} = 1{,}974 \cdot 10^{-6} \quad (16)$$

Folosind relațiile (5) și (11), se poate scrie :

$$\ln D_x^{Y_i} + \ln \chi_x^{Y_i} = \ln D_x^\circ + \ln \chi_x^\circ = \ln D_x^\circ + \delta_x^{Y_i} \cdot y_i + \ln \chi_x^\circ - \varepsilon_x^{Y_i} \cdot y_i \quad (17)$$

de unde rezultă :

$$y_i \cdot (\delta_x^{Y_i} - \varepsilon_x^{Y_i}) \cong 0 \quad (18)$$

Ar trebui deci ca, în măsura în care relațiile (15) și (16) se confirmă, valorile lui $\varepsilon_x^{Y_i}$ și $\delta_x^{Y_i}$ să fie apropiate :

$$\left.\begin{aligned} \delta_N^{Y_i} &\sim \varepsilon_N^{Y_i} \\ \delta_H^{Y_i} &\sim \varepsilon_H^{Y_i} \end{aligned}\right\} \quad (19)$$

În tabelele 2 și 3 se compară parametrii de interacțiune $\varepsilon_x^{Y_i}$ și $\delta_x^{Y_i}$ pentru azot și hidrogen. Rezultă că pentru elementele de aliere studiate (cu excepția manganului pentru azot și wolframului pentru hidrogen), atît ca semn cît și ca ordin de mărime, valorile celor două rînduri de parametri sînt comparabile. La aprecierea comparațiilor trebuie să se țină seamă de dispersia mare de valori pentru parametrii de interacțiune comunicați în literatura de specialitate de diverși cercetători atît pentru $\varepsilon_x^{Y_i}$ cît și pentru $\delta_x^{Y_i}$. În figura 5 se compară și grafic parametrii respectivi pentru azot și hidrogen. Dacă pentru hidrogen, ca valoare numerică, mărimile parametrilor $\varepsilon_x^{Y_i}$ și $\delta_x^{Y_i}$ sînt relativ apropiate (ex-

Tabelul 2

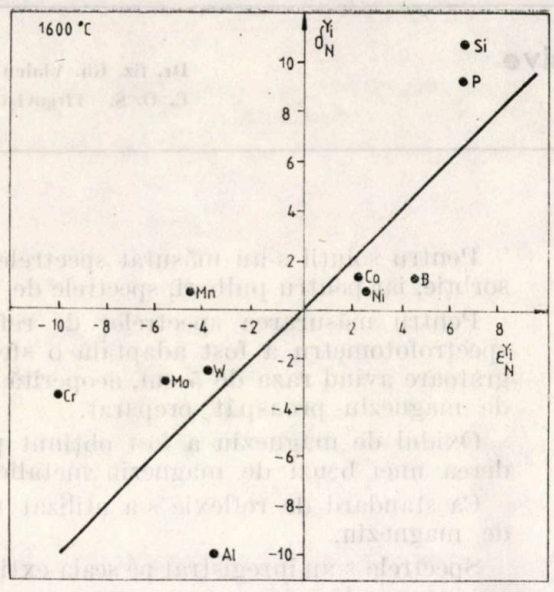
Comparație între parametrii $\varepsilon_N^{Y_i}$ și $\delta_N^{Y_i}$ ai azotului pentru unele elemente de aliere în oțel

	Co	Cr	Mn	Mo	Ni	W	P	Si	Al	B
$\varepsilon_N^{Y_i}$	2,13	−10,00	−4,52	−5,47	2,61	−3,81	6,58	6,64	−3,48	4,51
$\delta_N^{Y_i}$	1,31	−3,47	0,740	−2,92	0,95	−2,36	9,27	10,86	−9,97	1,20

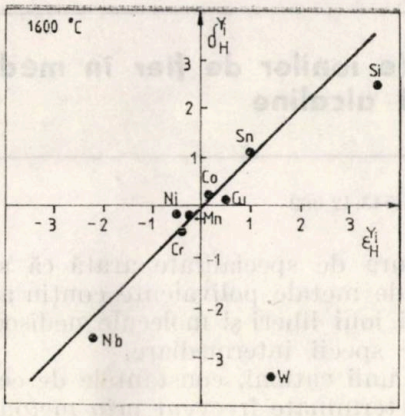
Tabelul 3

Comparație între parametrii $\varepsilon_H^{Y_i}$ și $\delta_H^{Y_i}$ ai hidrogenului pentru unele elemente de aliere în oțel

	Co	Mn	Ni	Cr	V	Nb	Si	Cu	Sn	Mo	W
$\varepsilon_H^{Y_i}$	0,16	−0,22	−0,37	−0,42	−1,54	−2,19	3,55	0,50	1,00	−0,02	1,54
$\delta_H^{Y_i}$	0,27	−0,16	−0,28	−0,46	−1,40	−2,68	2,50	0,12	1,04	−0,07	−3,4



a)



b)

Fig. 5. Comparație între parametrii ε_x^{Yi} și δ_x^{Yi}:
a — pentru azot; *b* — pentru hidrogen

cepție face wolframul), pentru azot apar diferențe mai mari. Acest fapt a făcut ca H. D. Kunze [1] să considere că se pot obține date mai apropiate de cele experimentale luînd în mod empiric:

$\delta_N^{Yi} \simeq \frac{1}{2} \varepsilon_N^{Yi}$ pentru unele metale din subgrupele VI A și VII A (Cr, Mo, W, Mn) și subgrupa VIII (Co, Ni);

$\delta_N^{Yi} \simeq \frac{3}{2} \varepsilon_N^{Yi}$ pentru elementele de trecere: Si, P, Al.

Concluzii

Ținînd seamă de cele arătate mai sus, pentru calculul într-o primă aproximație a solubilității și difuziunii unor gaze în oțelul lichid pot fi utilizate următoarele relații:

— pentru hidrogen

$$\ln \chi_H^{Yi} \simeq \ln \chi_H^{\circ} - \varepsilon_H^{Yi} \cdot y_i \qquad (20)$$

$$\ln D_H^{Yi} \simeq \ln D_H^{\circ} + \varepsilon_H^{Yi} \cdot y_i \qquad (21)$$

(Yi = Co, Mn, Ni, Cr, V, Nb, Si, Sn)

— pentru azot

$$\ln \chi_N^{Yi} \simeq \ln \chi_N^{\circ} - \varepsilon_N^{Yi} \cdot y_i \qquad (22)$$

$$\left.\begin{aligned} \ln D_N^{Yi} &\simeq \ln D_N^{\circ} + \frac{1}{2} \varepsilon_N^{Yi} \cdot y_i \\ &\text{(Yi = Cr, Ni, Co, Mo, W)} \\ \ln D_N^{Yi} &\simeq \ln D_N^{\circ} + \frac{3}{2} \varepsilon_N^{Yi} \cdot y_i \end{aligned}\right\} \qquad (23)$$

(Yi = Si, P, Al)

În cazul oțelurilor cu mai multe elemente de aliere Yi (i = 1...n), cercetările au arătat că solubilitatea și constanta de difuziune a gazelor menționate [1], [9], [10] pot fi evaluate prin însumare pe baza relațiilor:

$$\left.\begin{aligned} \ln \chi_x^{Yi} &\simeq \ln \chi_x^{\circ} - \sum_{i=1}^{n} \varepsilon_x^{Yi} \cdot y_i \\ \ln D_x^{Yi} &\simeq \ln D_x^{\circ} + \sum_{i=1}^{n} \delta_x^{Yi} \cdot y_i \end{aligned}\right\} \qquad (24)$$

în care valoarea lui δ_x^{Yi}, în lipsă de alte date, poate fi luată egală cu ε_x^{Yi}, $\frac{1}{2} \varepsilon_x^{Yi}$ sau $\frac{3}{2} \varepsilon_x^{Yi}$, după caz, conform celor menționate mai sus.

Cele arătate permit calcularea într-o primă aproximație a solubilității și constantei de difuziune ale unor gaze în oțelul aliat lichid cu un conținut redus sau mediu de elemente de aliere. Valorile prezentate în tabelele 2 și 3 și în figurile 1, 2 se referă la temperatura de 1 600°C; ele însă pot fi calculate și pentru alte temperaturi, folosind relațiile de dependență ale parametrilor de interacțiune ε_x^{Yi} și ale solubilității în fierul pur de temperatură [12], precum și relația lui Arrhenius pentru coeficientul de difuziune.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kunze, H. D. În: Archiv f. d. Eisenhütenw, R. F. G., nr. 3, 1973, p. 173—179
[2] Apa, L. În: Metalurgia, R. S. R., nr. 5, 1986, p, 365—367
[3] Kunze, H. D. În: Archiv, f. d. Eisenhüttenw, R. F. G., nr. 2, 1973, p. 71—80
[4] Bester, H. și Lange, R. W. În: Archiv f. d. Eisenhütenw, R. F. G., nr. 9, 1977, p. 487—493.
[5] Kunze, H. D. și Pröstler, L. În: Archiv f. d. Eisenhüttenw, R. F. G., nr. 11, 1956, p. 671—674
[6] Depuydt, P. Y. și Parlee, N. A. D. În: Mettal Transact, S. U. A., febr. 1972, p. 525—532
[7] Hang, Gye-Won ș. a. În: Archiv f. d. Eisenhüttenw, R. F. G., nr. 7, 1982. p. 259—262
[8] Wagner, C. *Thermodynamics of Alloys* — Londra, Reading-Max, 1952
[9] Apa, L. În: Metalurgia, R. S. R., nr. 1, 1985, p. 20—24
[10] Apa, L. În: Metalurgia, R. S. R., nr. 1, 1986, p. 17—20
[11] Apa, L. În: Metalurgia, R. S. R., nr. 8, 1986, p. 365—367
[12] Apa, L. În: Metalurgia, R.S. R., nr. 2, 1985, p. 70—75.

Spectrele ionilor de fier în medii corosive acide și alcaline

Dr. fiz. Gh. Vlaicu
C. O. S.—Tîrgoviște

CZ: 620.193:543.42.062

Literatura de specialitate arată că soluțiile sărurilor de metale polivalente conțin adeseori nu numai ioni liberi și molecule nedisociate ci și diverse specii intermediare.

Pentru unii cationi, constantele de echilibru au fost determinate frecvent prin metode electrochimice, pentru mai multe trepte succesive de asociere cu diferiți anioni.

Pentru fier s-au găsit [1] asocieri cu HO^- dînd $[FeOH]^{2+}$, $[Fe(OH)_2]^+$ și $Fe(OH)_3$, rezultatele arătînd că, în afara cazului cînd mediul este extrem de acid, toate soluțiile de săruri ferice conțin cantități măsurabile din două produse de hidroliză intermediare: $[FeOH]^{++}$ și $[Fe\ OH_2]^+$.

Pentru asocieri ale fierului cu clorul s-au găsit, de exemplu într-o soluție de clorură ferică [1], toate speciile Fe^{3+}: $[FeCl]2+$, $[FeCl_2^+]$, $FeCl_3$, $[FeCl_4]^-$, $[FeCl_5]^{2-}$ și $[FeCl_6]^{3-}$, în afara ionilor inevitabili $[FeOH]^{2+}$ și $[Fe(OH)_2]^+$.

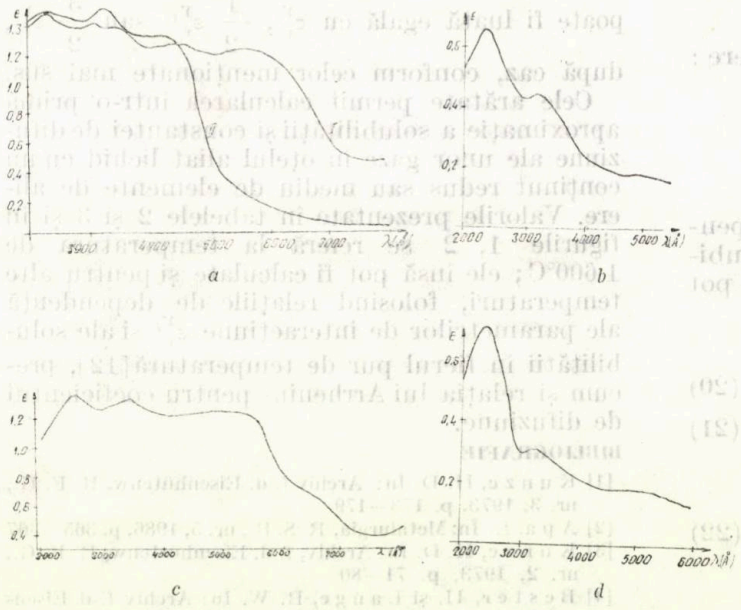


Fig. 1. Spectrele de reflexie ale unor pulberi: *a* — $FeCl_3$(I) și $FeCl_3 \cdot 6H_2O$ (II); *b* — Fe_3O_4; *c* — $FeSO_4$; *d* — $Fe \cdot (NH_4)_2(SO_4)_2$

Spectrele celor mai mulți dintre ionii formați au benzi de absorbție în ultravioletul apropiat sau în partea de lungimi de undă mici a spectrului vizibil.

În lucrarea de față se studiază spectrele ionilor de fier în diverse înconjurări care apar în medii acide, situație ce apare frecvent în practică, la tratarea cu acizi a oțelurilor (coroziune, decapare).

Măsurătorile s-au efectuat utilizînd un spectrofotometru Cary 118C cu dublu fascicul.

Pentru soluții s-au măsurat spectrele de absorbție, iar pentru pulberi, spectrele de reflexie.

Pentru măsurarea spectrelor de reflexie la spectrofotometru a fost adaptată o sferă integratoare avînd raza de 5 cm, acoperită cu oxid de magneziu proaspăt preparat.

Oxidul de magneziu a fost obținut prin arderea unei benzi de magneziu metalic.

Ca standard de reflexie s-a utilizat tot oxid de magneziu.

Spectrele s-au înregistrat pe scala extincțiilor, $E = \log \cdot \frac{I_0}{I}$. Reflectanța difuză 2 — 6 se poate calcula prin formula: $R = \frac{I}{I_0} = \frac{1}{10^E}$.

S-au măsurat în reflexie spectrele $FeCl_3$, $FeCl_3 \cdot 6H_2O$ (fig. 1). F_2O_3, $FeSO_4$ și $Fe(NH_4)_2$, $(SO_4)_2$, precum și spectrele de absorbție ale unor soluții obținute din: $FeCl_3$ dizolvat în apă (fig. 2), $FeCl_3$ dizolvat în apă cu NaOH.

În figurile 2, *c* și 2, *d* sînt prezentate spectrele de absorbție măsurate la două soluții recoltate din instalații industriale de decapare a oțelurilor.

Jorgensen [6] prezintă benzile de absorbție și tranzițiile găsite pentru complecșii $[Fe(H_2O)_6]^{3+}$ și $[Fe\ Cl_4]^-$.

Astfel, $[Fe\ (H_2O)]^{3+}$ prezintă maxime de absorbție la: 7940 Å ($^6A_1 - 4T_1$), 5400 Å ($^6A_1 - {}^4T_1$),

4110 Å ($^6A_1 - {}^4A_1$), 4060 Å ($^6A_1 - {}^4E$), 3640 Å ($^6A_1 - {}^4T_1$), 2380 Å (bandă de transfer de sarcină), iar $[FeCl_4]^-$ la: 6400 Å ($^6A_1 - T_1$), 6150 Å ($^6A_1 - {}^4T_2$), 5150 Å ($^6A_1 - {}^4T_2$), 5310 Å ($^6A_1 - {}^4A_1$), 4980 Å ($^6A_1 - {}^4E$), 4470 Å ($^6A_1 - {}^4T_2$), 3670 Å, 3140 Å (benzi de transfer de sarcină).

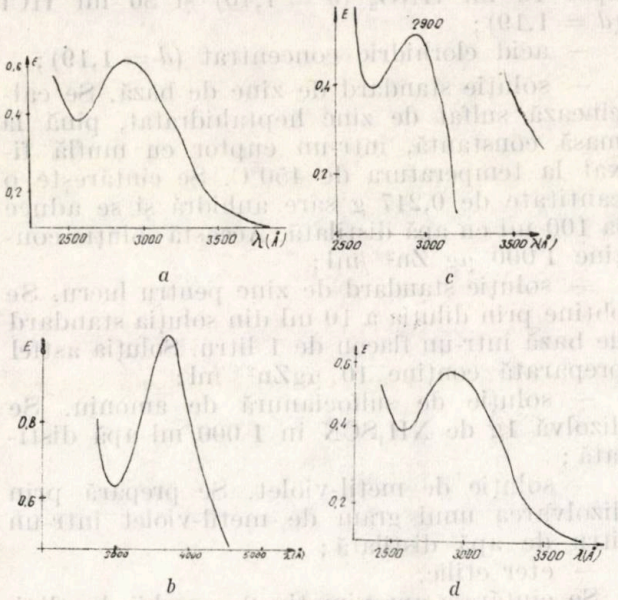


Fig. 2. Spectrul de absorbție al unei soluții apoase obținute din:
a — $FeCl_3$; *b* — $FeCl_3$ și NaOH; *c* — soluția de fier în acid clorhidric diluat după decaparea oțelului carbon; *d* — soluția de fier în acid sulfuric diluat după decaparea benzii electrochimice silicioase

(În paranteze sînt menționate tranzițiile care apar utilizînd notațiile Mulliken.)

După același autor, benzile de cîmp cristalin ale fierului trivalent sînt foarte slabe în cazul înconjurării octaedrice [7] cu apă și largi în cazul înconjurării tetraedrice cu clor.

Benzile de transfer de sarcină sînt însă foarte intense, ca de obicei.

Se știe că în $FeCl_3$ fierul este înconjurat octaedric de șase ioni de clor și, prin urmare, spectrul I din figura 1 se atribuie acestui complex.

Se observă o potrivire relativ bună a celor trei tranziții de transfer de sarcină cunoscute ale simetriei tetraedrice cu cele măsurate în această lucrare la $FeCl_3 \cdot 6H_2O$, ele prezentînd doar o ușoară deplasare către energii mari.

Se mai observă o înfășurătoare pentru tranzițiile de cîmp cristalin, care de asemenea ar putea fi atribuite simetriei tetraedrice cu clor în proba II. Datele de raze X nu sînt prelucrate pentru cunoașterea structurii la $FeCl_3 \cdot 6H_2O$.

Spectrele din figura 1 sînt specifice ionilor de fier înconjurați de oxigen, în cazul $FeSO_4$ și $Fe(NH_4)_2 \cdot (SO_4)_2$, faptul fiind confirmat și prin datele de raze X.

Cele trei tranziții specifice acestei înconjurări [6] sînt: $^6A_1 - {}^4E$, $^4A_1$, $^6A_1 - {}^4T_2$ și $^6A_1 - {}^4T_1$.

Banda de absorbție de la 2360 Å este de transfer de sarcină.

În spectrele din figura 2 apare o bandă de absorbție la 2900 Å, care nu este menționată în literatură pentru complecșii $[Fe(H_2O)_6]^{3+}$ sau $[FeCl_4]^-$, iar faptul că apare și în spectrul din figura 2,*d*, unde nu e prezent clorul, este o dovadă că nu poate aparține $[FeCl_4]^-$.

Această bandă este menționată însă la sticle [10] și identificată ca fiind o bandă de transfer de sarcină a Fe^{3+}.

În spectrul din figura 2,*b* se observă o bandă de absorbție cu lungimea de undă de 3800 Å, care nu apare printre benzile menționate de literatură la comlecși cu înconjurări de apă sau clor, $[Fe(H_2O)_6]^{3+}$, respectiv $[Fe\ Cl_4]^-$.

Rabinowitch și Stockmayer [1](utilizînd perclorați) menționează însă o bandă în jurul a 3750 Å, pentru $[FeOH]^{2+}$.

Rezultă că banda de la 3800 Å din spectrul reprezentat în figura 2,*b* poate fi atribuită acestei asociații care se formează în cazul de față prin prezența hidroxidului adăugat la soluție.

Situațiile în care pot apărea soluții ale căror spectre sînt discutate vor fi semnalate în procesele de coroziune ale oțelurilor.

În plus, pentru soluțiile de decapare, la care este foarte important de determinat momentul în care soluția trebuie regenerată sau înlocuită (în funcție de tipul instalației industriale utilizate), apare posibilitatea determinării cantitative a conținutului de fier prezent în soluția respectivă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rabinowitch, E. și Stockmayer, W. H. În: J. Am. Chem. Soc., S. U. A., nr. 1, 1942
[2] Kubelka, P. În: J. Opt. Soc. Am., S. U. A., vol. 38, 1948, p. 448
[3] Kubelka, P. În: J. Opt. Soc. Am., S. U. A., vol. 51, 1961, p. 955
[4] Kortüm, G. — Reflectance Spectroscopy. Berlin. Heidelberg, New—York, Springer — Verlag, 1969.
[5] Wendtlandt, W. și Hech, H. Reflectance Spectroscopy. New-York, London, Sydney, Interscience Publishers, 1963.
[6] Jorgensen, C. I. În: Adv. Chem. Phys., S.U.A., nr, 5, 1963
[7] Schläfer, H. L., Gliemann, G. Basic Principles of Ligand Field Theory. London, New-York, Sydney, Toronto, Interscience Publishers, 1968
[8] Mc Clure, D. C.. Solid State Phys., Anglia, nr. 9, 1959
[9] Wyckoff, W. G. R. Cristal Structures. New-York, Londra, Sydney, Intescience Publishers, 1963
[10] Duffy, I. A., Mc Donald, I. S. În: Phys. and Chem. of Glasses, Anglia, nr. 11, 1970

Determinarea spectrofotometrică a urmelor de zinc din aliajele ușoare

Ing. Gh. Samoilă și ing. Mariana Damian
Întreprinderea de țevi — Roman

CZ: 543.42.062

În aliajele ușoare, ai căror componenți de bază sînt Al și Mg, se găsesc urme de Si, Fe, Cu și Zn. Dozarea acestor urme este necesară datorită influenței pe care o au acestea asupra caracteristicilor fizico-mecanice ale aliajelor.

S-au studiat și elaborat numeroase procedee spectrofotometrice pentru determinarea conținuturilor reduse de zinc folosind reactivi organici cum ar fi: ditizona [1], zinconul [2], xilenol — oranjul [3], oxina [4], dietilditiocarbamatul de sodiu [5], 2-(2-tiazolilazo)-naftolul [6], alizarin complexonul [7], tiouree și acid picric [8] etc.

În lucrarea de față, pentru determinarea conținutului de zinc, se propune dozarea spectrofotometrică sub forma complexului ternar tetrotiocianato-N-zincat (II) de bis-[pentametil-pararozanilină]. În soluție apoasă ionul Zn^{2+} are capacitatea să coordineze ionul SCN^-, formînd anionul complex tetratiocianato-N-zincat (II) [9], care împreună cu un al doilea ligand — clorhidratul de pentametil-pararozanilină — formează un complex ternar ionic extractabil în eter etilic [10].

Măsurătorile spectrofotometrice ale extractelor eterice ale complexului astfel format au arătat că lungimea de undă la care se înregistrează valoarea maximă a absorbției este de 590 nm [10] (fig. 1).

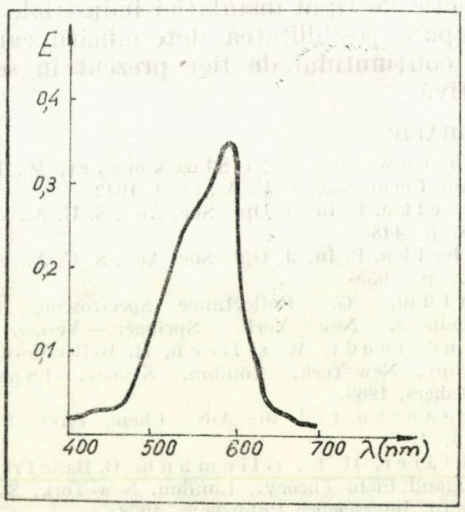


Fig. 1. Spectrul de absorbție a complexului ternar

Determinările se fac la spectrofotometrul Spekord U.V. — Vis — Carl Zeiss Jena sau la Spekol, în cuve acoperite.

Se folosesc următorii reactivi:

— amestec de acizi. La 45 ml apă se adaugă 15 ml H_2SO_4 ($d = 1,84$) sub agitare și răcire, apoi 10 ml HNO_3 ($d = 1,40$) și 30 ml HCl ($d = 1,19$);

— acid clorhidric concentrat ($d = 1,19$);

— soluție standard de zinc de bază. Se calcinează sulfat de zinc heptahidratat, pînă la masă constantă, într-un cuptor cu mufă fixat la temperatura de 450°C. Se cîntărește o cantitate de 0,247 g sare anhidră și se aduce la 100 ml cu apă distilată. Această soluție conține 1 000 μg Zn^{2+}/ml;

— soluție standard de zinc pentru lucru. Se obține prin diluția a 10 ml din soluția standard de bază într-un flacon de 1 litru. Soluția astfel preparată conține 10 μgZn^{2+}/ml;

— soluție de sulfocianură de amoniu. Se dizolvă 1g de NH_4SCN în 1 000 ml apă distilată;

— soluție de metil-violet. Se prepară prin dizolvarea unui gram de metil-violet într-un litru de apă distilată;

— eter etilic.

Se cîntăresc aproximativ 2 g așchii de aliaj într-un pahar, peste care se adaugă 45 ml amestec de acizi și apoi, treptat, 15 ml HCl concentrat, cufundînd paharul din timp în timp în apă rece.

După răcire, se neutralizează soluția cu amoniac concentrat pînă la $pH = 3 - 3,5$ și se diluează la 1 l într-un balon cotat. Se pipetează

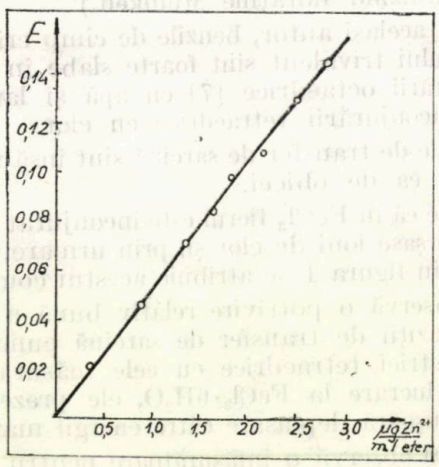


Fig. 2. Curba de etalonare (cuve de 1 cm, λ=590 nm)

10 ml din această soluție într-un balon cotat de 50 ml, se adaugă 1 ml de soluție de sulfocianură de amoniu și 1 ml de soluție de metil-violet, agitînd timp de 2—3 minute. Se completează cu apă distilată pînă la un volum de 20ml și se aduce la semn cu eter etilic. Se agită aproximativ 5 minute, timp în care se reali-

zează extracția complexului în faza organică, se separă cele două faze și se măsoară extincția fazei organice la spectrofotometru, fixat la lungimea de undă de 590 nm față de o soluție martor.

Pentru trasarea curbei de etalonare utilizînd cuvele de 1 cm ale spectrofotometrului, se pipetează părți alicote de 0—10 ml soluție standard de lucru conținînd 0—0,1 mg Zn^{2+}, în baloane cotate de 50 ml. Se adaugă în fiecare 1 ml soluție de sulfocianură de amoniu și 1 ml soluție de metil-violet, agitînd fiecare balon 2—3 minute. Se completează fiecare soluție la un volum de 20 ml cu apă distilată și se aduce la semn cu eter etilic. După agitarea și separarea fazelor se măsoară extincțiile extractelor eterice la lungimea de undă de 590 nm, prin comparație cu o soluție martor preparată în același mod dar care nu conține ionul Zn^{2+}.

Se reprezintă grafic valorile obținute în funcție de concentrația ionului Zn^{2+} în extractul eteric (fig. 2).

Folosind curba de etalonare, se determină concentrația extractului de zinc din probă, cu relația :

$$\%\,Zn = \frac{C_{Zn^{2+}} \cdot v \cdot 10^{-3}}{a}$$

în care :

$C_{Zn^{2+}}$ este concentrația zincului din probă, citită pe curba de etalonare (μg Zn^{2+}/ml eter) ;

v — volumul de eter etilic folosit la extracția zincului din probă(ml) ;

a — masa probei luate în lucru (g).

Concluzii

Lucrarea de față urmărește să stabilească etapele necesare determinării spectrofotometrice a urmelor de zinc din aliajele ușoare, și anume :

— dizolvarea aliajului în amestec de acizi și pregătirea probei în vederea analizei spectrofotometrice ;

— pregătirea soluțiilor etalon și trasarea curbei de etalonare ;

— calculul concentrației zincului în aliaj.

BIBLIOGRAFIE

[1] Margerum, D. W. și Santacana, F. *Evaluation of methods for trace zinc determination.* În: Anal. Chem., S. U. A., nr. 32, 1960, p. 1157—1161.

[2] Huffman, C. Jr., Lipp, H. H. și Rader, L. F. *Spectrophotometric determination of microquantities of zinc in rocks.* În: Geochim. Cosmochim. Acta Metallurgica, Anglia, nr. 25, 1963, p. 209—211.

[3] Studlar, K. și Janousek, I., *The photometric determination of zinc with xilenol-orange.* În: Talanta, Anglia, nr. 8, 1961, p, 203—208.

[4] Merritt, L. L. Jr. *Determination of small amounts of zinc by measurement of fluorescent turbidities.* În: Ind. Eng. Chem. Anal. S. U. A., nr. 16, 1944, p. 758—760.

[5] Kress, K. E. *Photometric determination of zinc oxide in rubber products. Absorbtiometric and turbidimetric methods with sodium diethyldithiocarbamate.* În: Anal. Chem. S. U. A. nr. 30, 1958, p. 432—440.

[6] Kawase, A., *Spectrophotometric determination of zinc with 1-(2-thiazolylazo)-2-naphtol.* În: Talanta. Anglia, nr. 12, 1965, p. 195—210.

[7] Marti, F.B. ș. a. *Spectrophotometric determination of zinc with alizarine-complexone.* În: Inform. Quim. Anal. Spania, nr. 19, 1965, p. 165.

[8] Mahr, C. și Denck, W. *Fallungscolorimetrische Bestimmungen des Zinks.* În: Z. Anal. Chem., S. U. A., nr. 133, 1951, p. 54—57.

[9] Spacu, P. ș. a. Tratat de chimie anorganică. București, vol. III. Ed, tehnică, 1958, p. 458.

[10] Samoilă Gh. și Damian, M. *Complexul ternar tetratiocianoto-N-zincat (II) de pararozanilină* În: Rev. de Chim., R. S. R., nr. 6, 1987

REVISTA REVISTELOR

Stal, U. R. S. S., nr. 12, 1986

Formarea structurii aglomeratului în stadiul așezării șarjei pe mașina de aglomerare, p. 8 — Mecanismul și viteza de înnoire a cocsului în cuva furnalului, p. 11 — Influența presiunii laterale a fluxului șarjei asupra uzării căptușelii refractare a furnalului, p. 15 — Studierea funcționării creuzetului furnalului cu volum de 3200 m^3, p. 22 — Unificarea plăcilor răcitoare ale furnalelor, p. 28 — Influența peletelor cu fluor autofondat asupra funcționării furnalului, p. 30 — Afinarea fontei cu vanadiu în convertizoare cu suflare pulsatorie, p. 32 — Îmbunătățirea tehnologiei de afinare a fontelor fosforoase în convertizor, p. 35 — Proprietățile termofizice ale amestecurilor din materiale vegetale pentru izolarea oglinzii metalului, p. 36 — Formarea stratului exterior dens al lingoului de oțel necalmat, p. 39—Elaborarea oțelului în cuptorul electric DSP—100 IG la Combinatul metalurgic Orsko-Halilovsk, p. 46 — Controlul electrochimic al procesului de rafinare oxidantă a aliajelor pe bază de nichel, p. 48 — Economia de materiale de aliere la elaborarea oțelului anticorosiv crom-mangan, p. 50 — Îmbunătățirea calității oțelului din șarja primară, p. 52 — Protejarea electrozilor grafitați împotriva degradării corosive și erozive prin acoperire pe bază de feroaliaje, p. 54 — Elaborarea unei metode unificate de încercare a feroaliajelor, p. 55—Elaborarea și introducerea regimurilor de laminare profilată a sleburilor la laminorul 2 800, p. 59 — Asimilarea producției industriale de profile economice laminate la cald în cel de al II-lea cincinal, p. 61 — Căile de creștere a eficienței producției de oțel beton, p. 64 — Durificarea metalului la fabricarea profilelor îndoite, p. 66 — Elaborarea și asimilarea tehnologiei de laminare a benzilor subțiri din oțeluri sudabile cu conținut scăzut de carbon, pe laminorul continuu de benzi 2000 de la Combinatul metalurgic Novolipețk, p. 70 — Influența tensiunilor mecanice asupra alungirii benzilor, p. 72 — Degresarea continuă rapidă a benzilor din oțel laminate la rece, p. 74 — Cercetarea cauzelor apariției defectului „pete luminoase" pe suprafața benzii pentru cinescoape, p. 76 — Influența pregătirii suprafeței asupra calității acoperirii fosfatice a tablei de oțel, p. 78 — Asigurarea preciziei țevilor la laminarea cu avansuri ridicate, p. 80 — Studierea cajei de lucru a laminorului la rece pentru țevi cu legătură flexibilă a cilindrilor de laminare, p. 84 — Permeabilitatea la hidrogen a acoperirilor rezistente la uzură, p. 88 — Oțelul de scule anticorosiv 50H14MF, p. 89 — Normarea rezervelor de producție pentru țagle de țevi și pentru benzi, p. 92—Pierderile de metal datorită oxidării la laminarea țevilor la cald pe laminorul Pilger, p. 95 — „Termoenergetica întreprinderilor metalurgice", p. 98—Supraîncălzitor de abur tip membrană pentru cazanul recuperator, p. 99.

Determinarea parametrilor termocinematici și a cuplului de laminare în cazul laminării la cald a benzilor. III. Rezultate numerice

Ing. A. T. Dumitrescu — ICEM,
cib. I. Roșu — Institutul de fizică și tehnologia materialelor — București

CZ: 621.77.016.2

În primele două părți ale acestei lucrări * a fost prezentat un model matematic al laminării la cald a benzilor, care consideră că deplasarea particulelor materiale are loc de-a lungul unor linii de curent circulare, calculul cuplului de laminare efectuîndu-se cu ajutorul unei ecuații de bilanț al puterilor disipate în timpul procesului.

În vederea efectuării testelor numerice pe baza modelului prezentat s-au adoptat următoarele variabile adimensionale:

$$\eta = z/h_0,\ \eta_0 = z_0/h_0,\ \zeta = x/x_i(z_0) = x/h_0\hat{x}_i(\eta_0),$$

unde $x_i(z_0)$ este distanța de la punctul P_i la axa Oz iar $\hat{x}_i(\eta_0) = x_i(\eta_0 h_0)/h_0$ (fig. 1), [8].

Relația dintre parametrii cinematici ai procesului în coordonate fizice și respectiv în coordonate adimensionale este următoarea:

$$\begin{aligned} V_x(x, z_0) &= V_i\hat{V}_x(\zeta, \eta_0), \\ V_z(x, z_0) &= V_i\hat{V}_z(\zeta, \eta_0), \\ \dot{\varepsilon}(x, z_0) &= V_i/h_0\hat{\dot{\varepsilon}}(\zeta, \eta_0), \\ \varepsilon(x, z_0) &= \hat{\varepsilon}(\zeta, \eta_0). \end{aligned} \tag{75}$$

În domeniul Ω, zona II, variabilele ζ și η_0 iau valori în intervalele:

$$\zeta \in [0,1],\ \eta_0 \in [-1,1].$$

Datorită simetriei în raport cu axa Ox în calculele numerice s-a considerat numai acea zonă a domeniului Ω ce corespunde valorilor pozitive ale lui η_0.

Evaluarea numerică a integralelor și rezolvarea ecuațiilor diferențiale din cadrul modelului s-au făcut cu metoda diferențelor finite, discretizarea domeniul Ω realizîndu-se prin împărțirea domeniului de variație a lui ζ în 60 de intervale egale, iar pentru discretizarea în raport cu η_0 s-au considerat 15 intervale inegale determinate de următoarele puncte de discretizare: $\eta_0 = 0$; 0,189; 0,378; 0,456; 0,534; 0,594; 0,654; 0,705; 0,756; 0,800; 0,845; 0,885; 0,925; 0,963; 1,00.

Alegerea unei discretizări cu pas variabil pentru η_0 s-a făcut pentru evitarea instabilității numerice ce apare la variații mari ale cîmpului de viteze, variații ce se produc în zona corespunzătoare lui $\eta_0 = 1$.

* Partea I a lucrării a fost publicată în revista Metalurgia nr. 3, 1987, iar partea a II-a în nr. 4, 1987.

Avînd în vedere că modelul conține un parametru ajustabil δ, primul pas în aplicarea modelului a fost determinarea valorii optime a acestui parametru.

În acest scop, s-a calculat cuplul C pentru diferite valori ale lui δ, și anume:
δ=1; 10; 100; 1000; 10000 m, păstrîndu-se constanți ceilalți parametri: $h_0 = 0{,}131$ m; $R_0 = 0{,}457$ m; $V_i = 1$ m/s; $V_c = 1{,}236$ m/s; $V_f = 1{,}24$ m/s; $\alpha = 0{,}2838$ rad.; $m = 0{,}8$; $\sigma_{xf} = \sigma_{xb} = 0$; $T_i = 1443$ K.

În figura 1 este dată variația lui C în funcție de δ, observîndu-se o scădere a cuplului odată cu creșterea lui δ, deci se obține o estimare mai bună a cuplului pentru valorile mari ale lui δ.

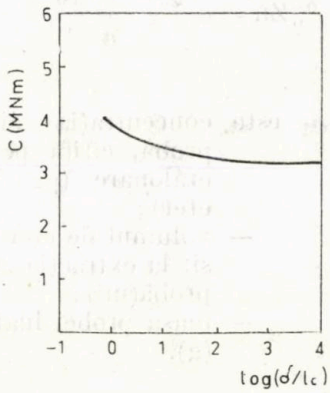


Fig. 1. Variația cuplului C în funcție de δ (l_c) este proiecția pe axa Ox a arcului de contact)

În consecință, la analiza influenței celorlalți parametri asupra procesului de laminare s-a adoptat $\delta = 1000$ m.

Pentru a se evidenția influența diferiților parametri relevanți ai procesului asupra cîmpului de viteze în focarul de deformare, în testele numerice s-au adoptat diferite valori pentru grosimea finală a semifabricatului, viteza de ieșire și coeficientul de frecare viscoplastică.

La stabilirea variantelor analizate s-au păstrat constante valorile unor parametri (tab. 1), valorile celorlalți parametri pentru fiecare variantă în parte fiind date în tabelul 2.

Alegerea combinațiilor de valori ale parametrilor corespunzătoare variantelor 1′ și 2′ s-a făcut pentru a se evidenția importanța cunoașterii valorilor punctuale ale cîmpurilor termocinematice, în comparație cu considerarea doar

Tabelul 1

Simbolurile și valorile parametrilor considerați constanți în testele numerice

	R	δ	b_0	$\overline{T}$	k	ρ	c	a
Unitatea de măsură	m	m	m	K	W/mK	kg/m³	J/kgK	W/m²K
Valoarea	0,457	1 000	1,25	293	33,8	7 438	691	232

Tabelul 2

Valorile parametrilor variabili, adoptate pentru fiecare variantă în parte

Simbolul parametrului	Unitatea de măsură	Numărul variantei										
		1′	2′	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
h_0	m	0,131	0,101	0,101	0,101	0,101	0,101	0,101	0,101	0,101	0,101	0,101	0,101
h_1	m	0,105	0,081	0,081	0,081	0,081	0,071	0,061	0,051	0,081	0,081	0,081	0,081
$\bar{\varepsilon} = \frac{h_0 - h_1}{h_0}$	—	0,19	0,19	0,19	0,19	0,19	0,29	0,39	0,49	0,19	0,19	0,19	0,19
m	—	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0,8	0	1	0,8	0,8
v_t	m/s	1	1,55	1,55	1	2	1,55	1,55	1,55	1,55	1,55	1,55	1,55
v_f	m/s	1,24	1,93	1,93	1,24	2,48	2,20	2,56	3,07	1,93	1,93	1,93	1,93
v_c	m/s	1,23	1,90	1,90	1,23	2,40	2,18	2,42	2,90	1,90	1,90	1,90	1,90
α	rad	0,283	0,297	0,297	0,297	0,297	0,364	0,421	0,472	0,297	0,297	0,297	0,297
T_i	K	1 443	1 443	1 523	1 523	1 523	1 523	1 523	1 523	1 523	1 523	1 523	1 523
σ_{xf}	MPa	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	30
σ_{xb}	MPa	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	30	0

a valorilor medii ale acestora. Astfel, deși valorile medii ale intensității deformației ($\bar{\varepsilon}$) calculate cu relațiile:

$$\bar{\varepsilon} = \frac{2}{\sqrt{3}} \ln \frac{h_0}{h_1}, \text{ sau } \bar{\varepsilon} = \frac{h_0 - h_1}{h_0} \qquad (76)$$

coincid, valorile lui ε în diferite zone ale focarului de deformare diferă foarte mult față de această medie (fig. 2). În diagrama din figura 2 este prezentată variația valorii maxime a intensității deformației corespunzătoare suprafeței Σ_f în funcție de η_0. Potrivit relației $(76)_1$ se obține $\bar{\varepsilon} = 0{,}25$, iar utilizînd $(76)_2$ rezultă $\bar{\varepsilon} = 0{,}20$, pentru ambele variante analizate. Valoarea medie a lui ε calculată pe baza modelului propus este $\bar{\varepsilon} = 0{,}23$ pentru varianta 1′ și $\bar{\varepsilon} = 0{,}21$ pentru varianta 2′, deci valori foarte apropiate de cele calculate cu relațiile (76), însă conform figurii 2 valoarea maximă este mult mai mare, $\varepsilon_f = 0{,}67$ pentru varianta 1′ și respectiv $\varepsilon_f = 0{,}6$ pentru varianta 2′.

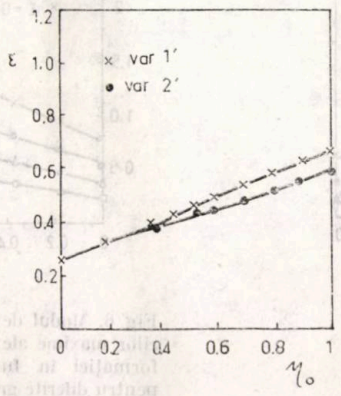


Fig. 2. Variația intensității deformației la ieșirea din focarul de deformare (ε_f) în funcție de η_0

Aceste diferențe față de $\bar{\varepsilon}$ devin importante în cazul în care intensitatea medie a deformației este apropiată ca valoare de intensitatea deformației corespunzătoare ruperii materialului (ε_r), deoarece în acest caz valorile lui ε corespunzătoare suprafeței produsului laminat vor fi mai mari decît ε_r, ducînd astfel la apariția fisurilor superficiale.

Cunoașterea valorilor punctuale ale intensității deformației permite și o simulare mai corectă a laminării prin încercări de laborator (de exemplu torsiune sau compresiune).

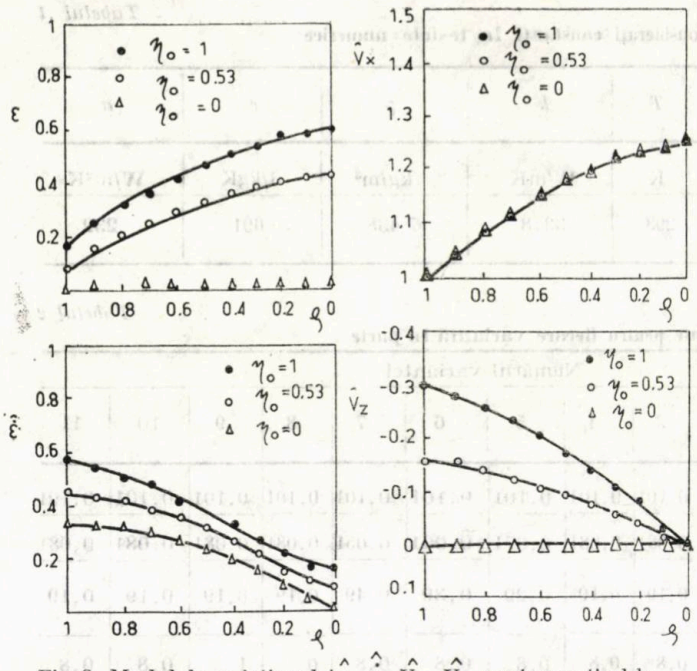


Fig. 3. Modul de variație a lui $\hat{\varepsilon}$, $\dot{\hat{\varepsilon}}$, $\hat{V}_x$, $\hat{V}_z$, pentru particulele care se deplasează de-a lungul a trei linii de curent diferite ($\bullet$ ($\eta_0 = 1$); 0 ($\eta_0 = 0{,}53$); Δ ($\eta_0 = 0$))

În figura 3 este redat modul de variație a lui $\hat{\varepsilon}$, $\dot{\hat{\varepsilon}}$, $\hat{V}_x$, $\hat{V}_z$ pentru particule ce se deplasează de-a lungul a trei linii de curent diferite ($\eta_0 = 0$; 0,53; 1), deplasare urmărită de la intrare ($\zeta = 1$) pînă la ieșirea din focarul de deformare ($\zeta = 0$), în cazul unei laminări conform variantei 2. Așa cum era de așteptat, valorile maxime pentru parametrii analizați au fost obținute pentru $\eta_0 = 1$, iar cele minime pentru $\eta_0 = 0$.

Ținîndu-se seamă de importanța deosebită pe care o au valorile lui ε și $\dot{\varepsilon}$ la stabilirea unei tehnologii de laminare, pentru a se compara între ele celelalte variante propuse s-a urmărit evidențierea influenței gradului de reducere asupra valorilor lui ε în diferite puncte din Ω și a gradului de reducere și a vitezei de intrare asupra valorilor lui $\dot{\varepsilon}$.

În tabelul 3 și în figurile 4 și 5 sînt date valorile și respectiv modul de variație în cazul variantelor 2, 5, 6, 7 ale intensității deformației ($\hat{\varepsilon}$) și ale intensității vitezei de deformație ($\dot{\hat{\varepsilon}}$), valori maxime ale acestor mărimi pentru fiecare valoare a lui ζ, deoarece ele corespund particulelor ce se deplasează de-a lungul liniei de curent date de $\eta_0 = 1$. În cadrul acestei analize comparative nu s-au considerat și variantele 3, 4 deoarece față de varianta 2 nu au fost modificate decît valorile vitezelor de intrare și ieșire din focarul de deformare, ceea ce a implicat obținerea acelorași valori pentru $\hat{\varepsilon}$ și $\dot{\hat{\varepsilon}}$ ca și în cazul variantei 2, însă valorile reale ale lui $\dot{\varepsilon}$ sînt diferite și proporționale cu vitezele de intrare considerate în fiecare variantă în parte.

Variația în funcție de η_0 a valorilor maxime ale lui $\hat{\varepsilon}$ și $\dot{\hat{\varepsilon}}$ tot în cazul variantelor 2, 5, 6, 7 este dată în tabelul 4 și în figurile 6 și 7.

Datorită faptului că diferența dintre variantele 2, 5, 6 și 7 constă dintr-o creștere continuă a gradului de reducere de la varianta 2 la varianta 7, s-a obținut o creștere corespunzătoare a valorilor lui $\hat{\varepsilon}$ și $\dot{\hat{\varepsilon}}$ de la o variantă la alta.

Dacă se compară valorile lui ε și $\dot{\varepsilon}$ obținute pe baza acestui model cu cele obținute pe baza altor ipoteze cinematice larg utilizate în proiectarea tehnologică [1], [2], se constată că mărimile analizate au valori medii apropiate, așa cum se poate observa și din tabelele 5 și 6. Valorile maxime, prezentate în aceleași tabele și calculate pe baza modelului propus, sînt mult mai mari decît aceste valori medii.

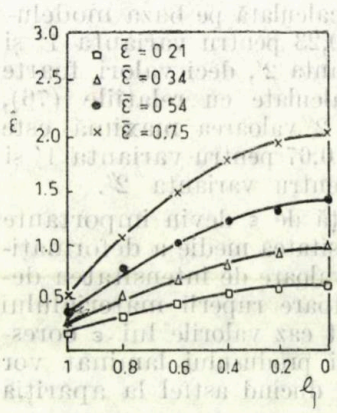


Fig. 4. Variația intensității deformației ($\hat{\varepsilon}$) pentru particulele care se deplasează de-a lungul liniei de curent date de $\eta_0 = 1$, în funcție de ζ

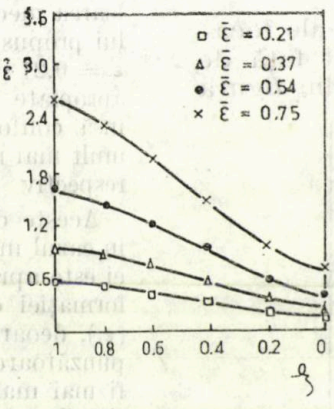


Fig. 5. Modul de variație a intensității vitezei de deformație ($\dot{\hat{\varepsilon}}$) pentru particulele care se deplasează de-a lungul liniei de curent date de $\eta_0 = 1$, în funcție de ζ

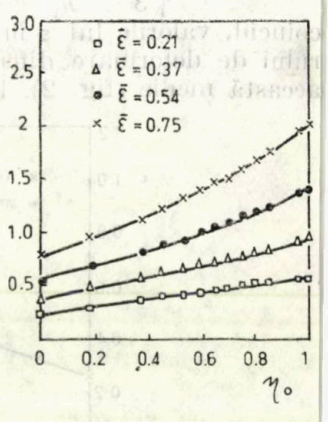


Fig. 6. Modul de variație a valorilor maxime ale intensității deformației în funcție de η_0 și pentru diferite grade de reducere aplicate

Tabelul 3

Valorile lui $\hat{\varepsilon}$ și $\hat{\dot{\varepsilon}}$ în funcție de ζ pentru patru variante analizate și pentru particulele corespunzătoare liniei de curent caracterizate de $r_{l0}=1$

ζ	Varianta 2		Varianta 5		Varianta 6		Varianta 7	
	$\hat{\varepsilon}$	$\hat{\dot{\varepsilon}}$	$\hat{\varepsilon}$	$\hat{\dot{\varepsilon}}$	$\hat{\varepsilon}$	$\hat{\dot{\varepsilon}}$	$\hat{\varepsilon}$	$\hat{\dot{\varepsilon}}$
1	0,17	0,57	0,27	0,98	0,38	1,60	0,50	2,65
0,93	0,22	0,55	0,35	0,95	0,51	1,56	0,72	2,57
0,86	0,27	0,53	0,43	0,92	0,63	1,50	0,91	2,47
0,80	0,31	0,51	0,50	0,88	0,75	1,44	1,09	2,37
0,73	0,35	0,48	0,57	0,84	0,85	1,37	1,24	2,25
0,67	0,39	0,46	0,63	0,79	0,94	1,30	1,37	2,12
0,60	0,43	0,42	0,69	0,74	1,02	1,21	1,49	1,98
0,53	0,46	0,39	0,74	0,69	1,09	1,12	1,59	1,82
0,46	0,48	0,35	0,78	0,63	1,16	1,02	1,69	1,65
0,40	0,51	0,32	0,82	0,56	1,21	0,91	1,77	1,47
0,33	0,53	0,28	0,85	0,50	1,26	0,80	1,83	1,28
0,27	0,55	0,25	0,88	0,43	1,30	0,69	1,89	1,09
0,20	0,57	0,21	0,91	0,37	1,34	0,58	1,94	0,91
0,13	0,58	0,18	0,93	1,32	0,37	1,49	1,97	0,74
0,07	0,59	0,16	0,95	0,28	1,39	0,42	2,00	0,61
0,0	0,60	0,16	0,97	0,26	1,41	0,39	2,03	0,57

Tabelul 4

Valorile maxime ale lui $\hat{\varepsilon}$ și $\hat{\dot{\varepsilon}}$ pentru particulele corespunzătoare unor linii de curent diferite

r_{l0}	Varianta 2		Varianta 5		Varianta 6		Varianta 7	
	$\hat{\varepsilon}_{max}$	$\hat{\dot{\varepsilon}}_{max}$	$\hat{\varepsilon}_{max}$	$\hat{\dot{\varepsilon}}_{max}$	$\hat{\varepsilon}_{max}$	$\hat{\dot{\varepsilon}}_{max}$	$\hat{\varepsilon}_{max}$	$\hat{\dot{\varepsilon}}_{max}$
0	0,24	0,33	0,40	0,52	0,57	0,75	0,78	1,11
0,189	0,30	0,37	0,49	0,57	0,70	0,83	0,95	1,22
0,378	0,37	0,40	0,59	0,63	0,84	0,92	1,14	1,35
0,656	0,39	0,42	0,63	0,66	0,90	0,96	1,22	1,42
0,535	0,42	0,44	0,68	0,69	0,96	1,01	1,31	1,50
0,595	0,44	0,45	0,71	0,72	1,01	1,06	1,39	1,56
0,655	0,46	0,46	0,75	0,75	1,07	1,11	1,47	1,64
0,705	0,48	0,48	0,78	0,78	1,11	1,15	1,54	1,72
0,756	0,50	0,49	0,81	0,81	1,16	1,21	1,61	1,81
0,800	0,51	0,50	0,83	0,83	1,20	1,26	1,68	1,90
0,845	0,53	0,51	0,86	0,86	1,25	1,33	1,75	2,02
0,886	0,55	0,52	0,89	0,89	1,29	1,39	1,81	2,15
0,926	0,56	0,54	0,91	0,93	1,33	1,46	1,89	2,31
0,963	0,58	0,55	0,94	0,95	1,37	1,52	1,95	2,47
1,000	0,59	0,56	0,96	0,98	1,41	1,61	2,03	2,65

Tabelul 5

Valoarea medie a intensității deformației, obținută pe baza a diferite modele cinematice

Intensitatea deformației	Varianta 1'	Varianta 2	Varianta 5	Varianta 6	Varianta 7
$\bar{\varepsilon}^{*)}/\varepsilon_{max}$	0,23/0,68	0,21/0,59	0,37/0,97	0,54/1,41	0,75/2,03
$\bar{\varepsilon}=\frac{h_0-h_1}{h_0}$ [10]	0,20	0,20	0,30	0,40	0,49
$\bar{\varepsilon}=\frac{2}{\sqrt{3}}\ln\frac{h_0}{h_1}$ [5]	0,25	0,25	0,40	0,58	0,79
$\bar{\varepsilon}=\frac{2}{3}\cdot\frac{h_0-h_1}{h_0}$ [9]	0,13	0,13	0,20	0,26	0,33

*) Valoarea medie a intensității deformației pentru toate particulele din zona II, calculată pe baza modelului propus valoarea maximă a lui ε obținută în aceeași zonă.

O alură a variației intensității deformației pe grosimea benzii asemănătoare cu cea din figura 6 a fost dată în [3]. Determinarea valorilor intensității deformației a fost efectuată în [3], pe baza unor experimentări de laborator, de laminare la cald a benzilor cu grade de deformare de 20—40% și viteze de deformare medii, de 20—500 s^{-1}. Intensitatea deformației calculate la suprafața benzii este de 3—5 ori mai mare decît în zona centrală a ei [3].

Influența mărimii gradului de reducere asupra temperaturii particulelor ce traversează zona de deformare este ilustrată de rezultatele cuprinse în tabelul 7; în acest tabel sînt date temperaturile de intrare (T_I) și, respectiv, de ieșire (T_F) ale particulelor în funcție de linia

Tabelul 6

Valoarea medie a intensității vitezei de deformație, calculată pe baza a diferite modele cinematice

Intensitatea vitezei de deformație s^{-1}	Varianta 1′	Varianta 2	Varianta 3	Varianta 4	Varianta 5	Varianta 6	Varianta 7
$\bar{\dot{\varepsilon}}^{*)}/\dot{\varepsilon}_{max}$	2,40/5,53	3,98/8,40	2,31/5,8	4,65/10,64	5,90/14,70	8,83/24,0	13,7/39,75
$\bar{\dot{\varepsilon}} = 2\frac{h_1}{R_0^2} V_c \frac{\alpha}{(h_1/R_0+\alpha^2)^2}$ [5]	2,41	4,46	2,90	5,64	5,49	6,03	6,72
$\bar{\dot{\varepsilon}} = \frac{2\,V_c}{h_0+h_1}\sqrt{\frac{h_0-h_1}{R_0}}$ [9]	1,76	3,08	2,01	3,90	4,59	6,25	8,92
$\bar{\dot{\varepsilon}} = \frac{V_1}{l_c}\frac{h_0-h_1}{h_0}$ [9]	1,60	2,83	1,82	3,64	3,96	5,31	7,10

*) Valoarea medie a intensității vitezei de deformație pentru toate particulele din zona II, calculată pe baza modelului propus/ valoarea maximă a lui $\dot{\varepsilon}$ obținută în aceeași zonă

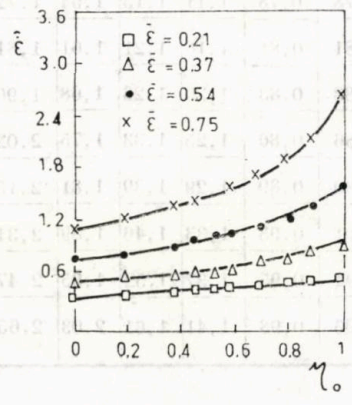


Fig. 7. Variația valorilor maxime ale intensității vitezei de deformație în funcție de linia de curent pe care se deplasează particula (η_0) și pentru diferite grade de reducere aplicate

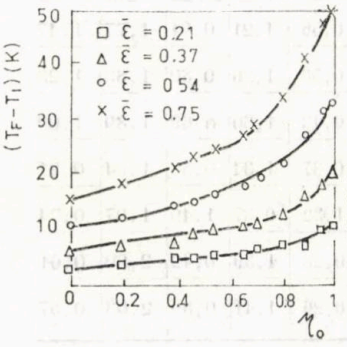


Fig. 8. Creșterea temperaturii semifabricatului datorită transformării adiabatice a lucrului mecanic de deformare în căldură, în funcție de linia de curent pe care se deplasează particula (η_0) și pentru diferite grade de reducere

Tabelul 7

Temperaturile de intrare și temperaturile de ieșire ale acelorași particule, în funcție de linia de curent pe care se deplasează

η_0	T_IK	T_F,K				T_I, K	T_F,K	
		varianta 2	varianta 5	varianta 6	varianta 7		varianta 1′	varianta 2
0,0	1522	1525	1528	1532	1537	1443	1447	1447
0,189	1523	1526	1530	1535	1541	1443	1448	1448
0,478	1523	1527	1531	1537	1544	1443	1449	1449
0,456	1523	1527	1532	1538	1546	1443	1449	1450
0,535	1523	1528	1533	1539	1547	1442	1449	1450
0,595	1522	1527	1532	1539	1548	1441	1449	1449
0,655	1522	1527	1533	1540	1549	1440	1449	1449
0,705	1519	1525	1530	1538	1548	1439	1448	1448
0,756	1512	1518	1524	1532	1543	1437	1446	1446
0,800	1501	1508	1514	1532	1534	1434	1443	1443
0,845	1484	1492	1499	1508	1521	1431	1441	1441
0,886	1469	1477	1485	1495	1510	1426	1436	1436
0,926	1450	1459	1468	1479	1495	1420	1431	1431
0,963	1443	1453	1462	1474	1491	1413	1425	1424
1,00	1436	1447	1456	1469	1487	1404	1417	1416

Tabelul 8

Componentele puterii disipate și cuplul, corespunzătoare testelor numerice efectuate

Varianta	Componentele puterii disipate, MN/s				Cuplul, MNm	
	P_{def}	P_c	P_i	P_r	1*)	2**)
1′	12,6	0,9	4,5	0	3,34	
2′	15,4	1,7	4,1	0	2,56	
2	11,3	1,5	4,1	0	2,04	2,65
3	6,5	0,8	2,6	0	1,85	
4	14,9	7,4	5,2	0	3,30	
5	11,3	3,1	6,3	0	4,22	3,53
6	35,0	4,0	8,5	0	4,50	
7	53,0	6,0	11,0	0	5,50	
8	11,3	0	4,1	0	1,85	
9	11,3	1,9	4,1	0	2,08	
10	11,3	1,5	4,1	11,7	3,45	
11	11,3	1,5	4,1	−11,7	0,67	

1*) Valoarea cuplului calculată conform prezentului model.

2**) Valoarea cuplului calculată potrivit metodei BISRA modificate [12].

de curent pe care se deplasează. Pe baza rezultatelor cuprinse în tabelul 7, în figura 8 a fost reprezentată creşterea temperaturii particulelor în funcţie de η_0 şi de gradul de reducere pentru un semifabricat cu temperatura iniţială $T_0 = 1522$ K. Din figura 8 rezultă că pentru temperatura dată şi în condiţiile unei deformări adiabatice chiar în urma aplicării unui grad de reducere de 49% creşterea de temperatură este de maximum 50 K.

Aceste rezultate numerice concordă cu determinările experimentale ale temperaturii suprafeţei unui semifabricat în timpul laminării pe trenul degrosisor [4], potrivit cărora creşterea temperaturii este de 15—40 K, valorile mai mari corespunzînd ultimelor caje, deci unei temperaturi mai scăzute a suprafeţei semifabricatului, cuprinsă între 1 323 şi 1 373 K.

În tabelul 8 sînt date componentele puterii disipate în timpul laminării şi valorile cuplului, calculate în testele numerice efectuate. În acelaşi tabel sînt date şi valorile cuplului calculate conform unei metode BISRA îmbunătăţite [5], metodă care permite o estimare a cuplului acoperitoare, dar apropiată de cea determinată experimental.

Astfel, în lucrarea [5] sînt raportate determinări experimentale ale cuplului pe trenul degrosisor la laminarea unui oţel inoxidabil, ale cărui valori sînt cuprinse între 0,95 şi 1,4 MNm. Avîndu-se în vedere aceste determinări ale cuplului se poate aprecia că estimările cuplului potrivit prezentului model sînt acoperitoare şi, fiind mai mici decît cele obţinute cu metoda prezentată în lucrarea lui Wright H. şi Hope T. [5] sau cu alte metode de calcul utilizate (Siebel, Ekelund, Tselikov), sînt mai apropiate de valorile cuplului determinate experimental.

În figura 9 este reprezentată variaţia cuplului de laminare în funcţie de valoarea medie a intensităţii deformaţiei, iar în figura 10 dependenţa dintre cuplu şi viteza de intrare a semifabricatului în prima cajă de laminare.

Figura 11 ilustrează dependenţa relativ redusă a cuplului de coeficientul de frecare viscoplastică; o creştere a valorii acestui coeficient de la 0 la 1 determină o creştere corespunzătoare a cuplului de la 1,85 la 2,08 MNm. Testele numerice efectuate în lucrarea [7], cu un coeficient de frecare dependent de viteza de laminare, au arătat o influenţă redusă a acestei dependenţe asupra cuplului, deci utilizarea unui coeficient de frecare constant, chiar la viteze mari de laminare, este apropiată de realitate. Potrivit tabelului 8, influenţa cea mai importantă asupra cuplului o are gradul de reducere; creşterea lui de la 20 la 49% determină o creştere a valorii cuplului de laminare de la 2,04 la 5,5 MNm, ceilalţi parametri ai procesului rămînînd constanţi.

Influenţa temperaturii de laminare asupra cuplului este şi ea destul de importantă; o scădere cu 80 K a temperaturii medii de intrare în trenul degrosisor determină o creştere a cuplului de la 2,04 la 2,56 MNm. Deşi, din punct de vedere tehnologic, la laminarea pe trenul degrosisor nu se aplică semifabricatului tensiuni anterioare sau posterioare, s-a studiat şi influenţa unor astfel de tensiuni asupra mărimii cuplului. Aceste teste numerice sînt necesare, deoarece modelul este aplicabil, în măsura în care se ataşează o ecuaţie de evoluţie pentru tensiunea internă din semifabricat în intervalul dintre trecerile de laminare, pentru oricare trecere de laminare, la laminarea la cald a benzilor, deci şi pentru trenul finisor, unde tensiunile pe direcţia laminării sînt aplicate în mod curent. Astfel, aplicarea unor tensiuni posterioare de 30 MPa duce la creşterea cuplului de la 2,04 la 3,45 MNm, iar aplicarea acelorași tensiuni în sens invers laminării duce la scăderea cuplului de la 2,04 la 0,67 MNm.

Concluzii

Avantajele prezentului model, în comparaţie atît cu alte modele similare ce iau în considerare existenţa unui cîmp de viteze cinematic admisibil cît şi cu metodele de calcul utilizate

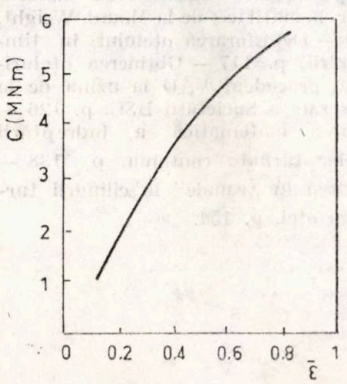


Fig. 9. Variaţia valorilor calculate ale cuplului în funcţie de valoarea medie a intensităţii deformaţiei

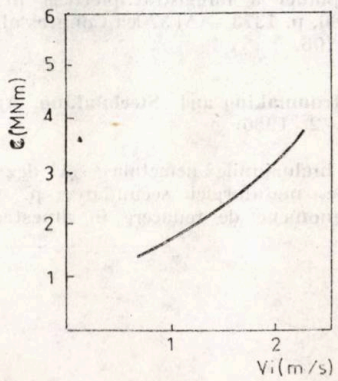


Fig. 10. Influenţa vitezei de intrare în trenul degrosisor asupra valorilor calculate ale cuplului

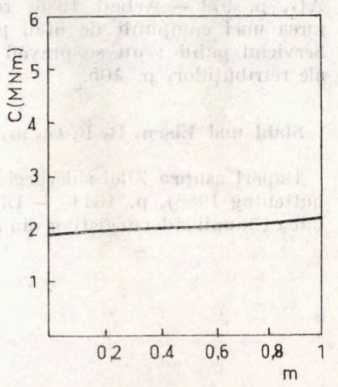


Fig. 11. Variaţia cuplului în funcţie de coeficientul de frecare viscoplastică

în proiectarea tehnologică pentru estimarea cuplului de laminare, sînt următoarele:

— S-a luat în considerare variaţia temperaturii benzii, în timp şi pe secţiunea semifabricatului, atît înainte de laminare cît şi în timpul deformării, modelul oferind posibilitatea descrierii cîmpului termic în fiecare moment al procesului.

— S-a ţinut seamă de caracterul nestaţionar al cîmpului termic şi al tensiunilor, determinat de variaţia în timp a temperaturii benzii ce intră între cilindri.

— S-a utilizat o ecuaţie constitutivă rigid-viscoplastică care descrie mai bine comportarea benzii în timpul laminării, ea fiind obţinută prin încercări efectuate la temperaturi şi viteze de deformaţie apropiate de cele la care se desfăşoară laminarea.

— Modelul permite o estimare a mărimilor cinematice ale procesului de laminare în fiecare punct al zonei de deformare.

— Estimarea cuplului este acoperitoare şi pe baza modelului se poate analiza influenţa diferiţilor parametri tehnologici asupra cuplului de laminare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Tselikov, A. *Stress and strain in metal rolling.* Moscova, 1975, p. 182.

[2] Wusatowski, Z. *Bazele laminării.* Bucureşti, Editura tehnică, 1972, p. 34.

[3] Kato, K., Saito, Y., Sakai, T. *Investigation of recovery and recrystallization during hot rolling of stainless steels with high speed laboratory mill.* În: Transactions ISIJ, Japonia, vol. 24, 1984, p. 1050.

[4] Bertrand, A. ş. a. *Simulation of rolling with tension effects to improve thickness controll in hot strip mill.* International Conference on Steel Rolling, Tokio, 1980, p. 295

[5] Wright, H. şi Hope, T. *Rolling of stainless steel in wide hot strip mills. În: Metals Technology, Anglia, nr.12, 1973, p. 573*

[6] Weiss, I. ş. a. *Simulation of plate rolling on a computerized hot torsion machine and comparison with mill results.* International Conference on Steel Rolling, Tokio, 1980, p. 1236.

[7] Tirosh, J., Iddan,D., Pawelski, O. *The mechanics of high-speed rolling of viscoplastic materials.* În: J. of Applied Mechanics, S. U. A., nr. 5, vol. 52, 1985, p. 309.

[8] Dumitrescu, A. T şi Roşu, I. *Determinarea parametrilor termocinematici şi a cuplului de laminare în cazul laminării la cald a benzilor. Calculul mărimilor cinematice care intervin la laminarea benzilor.* În: Metalurgia, R. S. R., nr. 3, 1987, p. 111—117.

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, R.F. G., nr. 18, 1986

Avînt economic şi politica de reglementare, p. 929 — Furnalul — etape de dezvoltare, p. 933 — Elaborarea fontei brute ca o etapă preliminară a tehnologiei de elaborare a oţelului în prezent şi viitor, p. 946—Căptuşeala furnalului Schwelgern al firmei Thyssen Stahl AG 1984/1985, p. 953 — Îmbunătăţirea arderii la arzătoarele ceramice ale recuperatoarelor, p. 961 — Influenţa fazelor dure asupra rezistenţei la uzura abrazivă a oţelului manganos (14%), p. 967—Firma Edelstahlwerke Buderus AG, p. 974 — Arbed 1986: restructurarea unei companii de oţel, p. 979 — Serviciul public: nu se prevăd reduceri ale retribuţiilor, p. 105.

Stahl und Eisen, R. F. G., nr. 24, 1986

Raport asupra Zilei siderurgiei (Eisenhüttentag 1986), p. 1311 — Din activitatea Uniunii siderurgiştilor din R. F. G., p. 1319 — Mai înalt, mai mare, mai uşor — sau de ce se continuă a se construi cu oţel, p. 1324 — Limitele haosului — încercări bazate pe teoria sistemelor dinamice complexe, p. 1331 — Îmbunătăţirea deplasării benzii la laminoarele de bandă lată la cald, p. 1341 — Calcularea călibilităţii prin proba de călire frontală, p. 1347 — Dispersia călibilităţii la proba de călire frontală, condiţionată de laboratoarele de control şi stările de pretratament, p. 1354 — Nemetalele în metale, p. 1363 — Firma BSW Badische Stahlwerke Aktiengesellschaft, p. 1365—Industria siderurgică a Japoniei a înregistrat pierderi în anul 1986, p. 1373 — Al 37-lea Congres al VFE p. 106.

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 2, 1986

Incluziunile nemetalice şi dezvoltările metalurgiei secundare, p. 53 — Fenomene de reducere în amestecurile de concentrate de minereu de fier şi cărbune, p. 70 — Încercări de laborator care simulează procedeul de reducere directă în retortă verticală, p. 76 — Influenţa sării în timpul afinării fontei cu ajutorul granulelor de magneziu acoperite cu sare, p. 80 — Modelarea matematică a combustiei în zonele de ardere în cazul insuflării cărbunelui pulverizat, p. 91.

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 3, 1986

Comportarea la aglomerarea concentratelor hematitice de la Mount Wright, p. 109 — Defosforarea oţelului în timpul topirii, p. 117 — Obţinerea oţelurilor prin procedeul VAD la uzina de la Ravenscraig a Societăţii BSC, p. 126 — Modelarea matematică a îndreptării sleburilor turnate continuu, p. 138 — Segregarea în „canale" în cilindrii turnaţi din oţel, p. 154.

Conf. dr. ing. E. Cazimirovici,
ing. M. Târcolea și dr. ing. R. Saban
Institutul politehnic — București

Metodă de laborator pentru stabilirea dependenței presiunii medii în zona de deformare la laminare de principalii parametri ai procesului

CZ: 539.374:621.77.016.2

Prezenta metodă de laborator urmărește stabilirea variației presiunii medii la laminare în funcție de gradul de deformare aplicat la temperatură constantă.

Pentru a putea realiza variația continuă a gradului de deformare se utilizează probe pană (fig. 1), ale căror dimensiuni se aleg în funcție de intervalul de grade de deformare ce urmează să fie analizat și de caracteristicile oscilografului (viteza hîrtiei de oscilografiere).

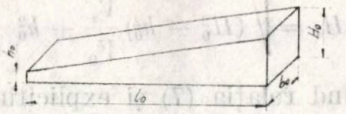


Fig. 1. Forma și dimensiunile probei pană

Presiunea medie în zona de deformare se obține prin calcul, cu ajutorul unui algoritm prezentat în lucrare, pe baza oscilografierii variației forței în timpul laminării probei pană.

Proba pană, încălzită la temperatura de încercare, se laminează în condițiile unui salt între cilindri egal cu cota „h_0" a probei, înregistrînd cu ajutorul unui oscilograf variația reacțiunilor în fusurile cilindrilor de lucru, măsurate cu ajutorul a doi captori de forță.

Cu ajutorul celor două curbe de variație a reacțiunilor în fusuri se determină curba de variație a forței de laminare, prin însumarea valorilor corespunzătoare ale reacțiunilor pentru fiecare moment al procesului.

Variația presiunii medii se va obține raportînd, pentru fiecare moment al procesului, forța de laminare la suprafața de contact dintre laminat și cilindri.

Încălzirea probelor în vederea laminării s-a efectuat într-un cuptor cu bare de silită, cu puterea de 6 kW.

Laminarea probelor s-a realizat pe un laminor duo ireversibil Ø 150 mm, cu puterea de 7 kW. Viteza de laminare a fost $v_{lam} = 480$ mm/s.

Măsurarea reacțiunilor în fusurile cilindrilor de lucru s-a realizat cu ajutorul a doi captori de forță, plasați sub șuruburile de presiune, și a unui tensometru cu două canale.

Pentru înregistrarea semnalelor de la cei doi captori s-a utilizat un oscilograf. Viteza de deplasare a hîrtiei oscilografului a fost aleasă $v_H = 100$ mm/s, pentru a obține o lungime convenabilă a oscilogramei.

Determinarea valorii forței de laminare

Din oscilogramele obținute (fig. 2) s-au determinat valorile celor două semnale date de captorii de forță, la intervale egale (de cîte un milimetru).

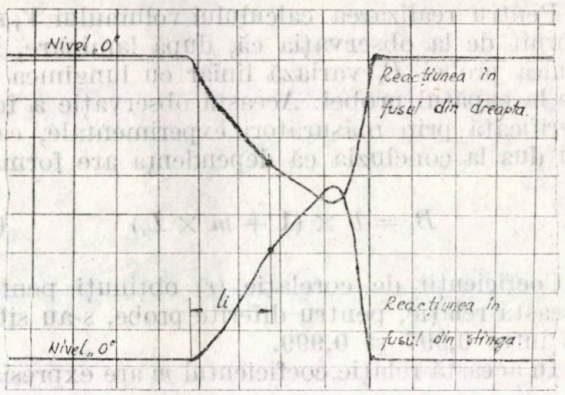


Fig. 2. Aspectul unei oscilograme reprezentînd variația celor două reacțiuni în fusurile cilindrului, în timpul laminării probei pană

Citirile față de nivelul zero al fiecărui captor, corectate cu factorul de amplificare dat de oscilograf, au fost apoi utilizate pentru a determina valorile reacțiunilor R_A și R_B, în unități de forță, cu ajutorul ecuațiilor de conversie ale celor doi captori.

S-au putut astfel stabili, prin însumare, valorile forței de laminare la intervale de timp de $1/v_H$ secunde, valori ce urmează apoi să fie corelate cu gradele corespunzătoare de deformare.

Determinarea gradului de deformare

Calculul gradului de deformare a pornit de la expresia gradului de deformare dedusă din legea volumului constant, într-o secțiune „i" de la capătul mic al probei pană:

$$\varepsilon_i = 1 - \frac{h}{\sqrt{(H_0^2 - h_0^2)\frac{V_i}{V_0} + h_0^2}} \qquad (1)$$

în care H_0, h_0, V_0 sînt dimensiunile inițiale (fig. 1) și volumul probei pană;

V_i — volumul pînă în secţiunea „i”;

h — înălţimea finală a probei pană, care poate fi egală sau mai mică decît h_0.

Forma probei laminate este prezentată în figura 3.

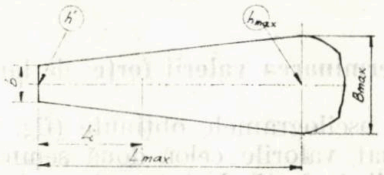


Fig. 3. Forma probei pană după laminare

Pentru realizarea calculului volumului V_i s-a pornit de la observaţia că, după laminare, lăţimea probei B_i variază liniar cu lungimea L_i de la capătul probei. Această observaţie a fost verificată prin măsurători experimentale, care au dus la concluzia că dependenţa are forma:

$$B_i = b \times (1 + m \times L_i) \tag{2}$$

Coeficienţii de corelaţie (r) obţinuţi pentru această relaţie, pentru diferite probe, s-au situat între 0,997 şi 0,999.

În această relaţie coeficientul m are expresia:

$$m = \frac{B_{max}/b^{-1}}{L_{max}} \tag{3}$$

în care B_{max} este lăţimea maximă obţinută pe proba pană laminată;

b — lăţimea la capătul mic al probei laminate;

L_{max} — lungimea, măsurată de la capătul mic al probei pînă în secţiunea la care apare B_{max}.

Pentru a putea calcula cu precizie gradul de deformare, s-a analizat şi variaţia pe lungimea probei a grosimii finale h, constatîndu-se de asemenea o relaţie liniară ($r = 0{,}985 \ldots 0{,}999$) de tipul:

$$h = h_i = h' \times (1 + n \times L_i) \tag{4}$$

în care h' este grosimea probei la capătul mic.

Coeficientul n are expresia:

$$n = \frac{h_{max}/h' - 1}{L_{max}} \tag{5}$$

în care h_{max} este grosimea probei în secţiunea în care apare B_{max}.

Variaţia grosimii finale a probei trebuie luată în considerare deoarece, odată cu creşterea gradului de deformare, are loc şi creşterea suprafeţei de contact, fapt ce duce la majorarea puternică a forţei de laminare şi deci la o deformaţie elastică mai accentuată a ansamblului cajei de laminare.

În acest mod, volumul în secţiunea „i” se va calcula cu relaţia:

$$V_i = \frac{h_i + h'}{2} \times \frac{b + B_i}{2} \times L_i \tag{6}$$

sau

$$V_i = h' \times b \times \left(1 + \frac{m}{2} \times L_i\right) \times \left(1 + \frac{n}{2} \times L_i\right) \times L_i \tag{7}$$

Avînd în vedere că numitorul expresiei din relaţia (1) este de fapt grosimea probei pană nelaminate, corespunzătoare secţiunii „i” după laminare:

$$H_i = \sqrt{(H_0^2 - h_0^2)\frac{V_i}{V_0} + h_0^2} \tag{8}$$

sau, utilizînd relaţia (7) şi explicitînd V_0:

$$H_i = \sqrt{2 \times \frac{(H_0 - h_0)}{b_0 \times l_0} \times h' \times b \times (1 + m/2 \times L_i) \times (1 + n/2 \times L_i) \times L_i + h_0^2}, \tag{9}$$

devine astfel posibilă nu numai calcularea valorii gradului de deformare $\varepsilon_i = l - h_i/H_i$, cît şi cea a reducerii absolute $\Delta h_i = H_i - h_i$ sau a oricărui alt coeficient de deformare.

Pentru a putea însă corela aceste relaţii de calcul cu valorile determinate din oscilogramă pentru forţa de laminare, trebuie făcută observaţia că timpul scurs de la începutul laminării probei pană pînă în secţiunea „i” este:

$$t_i = \frac{L_i}{v_{lam}} = \frac{l_i}{v_H} \tag{10}$$

unde l_i este lungimea, măsurată pe oscilogramă, de la începutul laminării (de cînd cele două reacţiuni au încetat să mai fie nule).

În acest mod, se poate determina, în corelaţie cu lungimea curentă l_i de pe oscilogramă, lungimea L_i pînă în secţiunea corespunzătoare a probei laminate:

$$L_i = l_i \times \frac{v_{lam}}{v_H} \tag{11}$$

devenind astfel posibilă determinarea gradului de deformare corespunzător unei anumite valori a forţei de laminare din oscilogramă.

Determinarea presiunii medii

Pe baza celor stabilite anterior şi ştiind că forţa de laminare corespunzătoare unei reduceri relative ε_i este:

$$P_i = p_{med} \times B_{med} \times l_{c_i} \tag{12}$$

se determină presiunea medie :

$$p_{med} = \frac{P_i}{B_{med} \times l_{c_i}} \qquad (13)$$

în care P_i este forța de laminare corespunzătoare unei lungimi l_i măsurate pe oscilogramă, B_{med} este lățimea medie a laminatului care se va calcula cu relația :

$$B_{med} = \frac{b_0 + B_i}{2} = b_0 \times (1 + m/2 \times L_i), \qquad (14)$$

iar l_{c_i} este lungimea arcului de contact

$$l_{c_i} = \sqrt{R \times \Delta h_i}, \qquad (15)$$

unde R este raza cilindrului de lucru.

Algoritmul de calcul

Pentru prelucrarea datelor experimentale (oscilograma cu variația forței de laminare) se recomandă următoarea schemă de calcul :

1. $L_i = l_i \times \frac{v_{tam}}{v_H}$
2. $H_i = \left[2 \times \frac{H_0 - h_0}{b_0 \times l_0} \times h' \times b \times \right.$

$\times (1 + m/2 \times L_i) \times (1 + n/2 \times L_i) \times L_i + h_0^2]^{1/2}$

3. $h_i = h' \times (l + n/2 \times L_i)$
4. $B_i = b \times (l + m/2 \times L_i)$
5. $\varepsilon_i = 1 - h_i/H_i$
6. $\Delta h_i = \varepsilon_i \times H_i$ (16)
7. $l_{c_i} = \sqrt{R \times \Delta h_i}$
8. $B_{med} = b_0 \times (1 + m/2 \times L_i)$
9. $S_{c_i} = B_{med} \times l_{c_i}$
10. $p_{med} = P_i/S_{c_i}$

Se poate astfel calcula valoarea presiunii medii p_{med} și a reducerii relative ε_i, corespunzătoare unei valori P_i a forței de laminare ce a apărut pe oscilogramă la lungimea l_i de la începutul determinării.

Concluzii

În acest articol se prezintă o metodă experimentală care permite, utilizînd o singură probă ale cărei dimensiuni depind de intervalul de grade de deformare ce urmează să fie analizat, să se determine variația presiunii medii la laminare cu variația gradului de deformare aplicat.

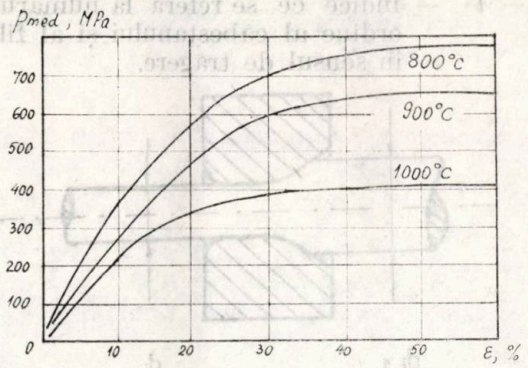


Fig. 4. Variația presiunii medii la laminarea oțelului 19Mn14, în funcție de gradul de deformare aplicat și de temperatura de laminare

Prelucrînd oscilograma obținută și utilizînd algoritmul de calcul prezentat se poate trasa diagrama de variație a presiunii medii cu gradul de deformare $p_{med} = f(\varepsilon)$, pentru intervale alese ale gradului de deformare.

Făcînd determinări la diferite temperaturi, devine posibilă și stabilirea unor dependențe de tipul $p_{med} = f(\varepsilon, T)$.

Pentru ilustrare sînt prezentate diagramele de variație a presiunii medii în funcție de gradul de deformare, la diferite temperaturi, pentru oțelul 19 Mn 14 (fig. 4).

Considerații teoretice de calcul al seriilor de tragere la mașinile de trefilat cu alunecare

Ing. N. Sferlic
Întreprinderea de sîrmă și produse din sîrmă — Buzău

CZ: 621.778

Pentru determinarea relațiilor de calcul al seriilor de trefilare se stabilesc următoarele notații și definiții (fig. 1):

- d — diametrul sîrmei;
- S — secțiunea sîrmei;
- v_s — viteza sîrmei;
- v_p — viteza periferică a cabestanului;
- l — lungimea sîrmei;
- i — indice ce se referă la numărul de ordine al cabestanului și al filierei în sensul de tragere.

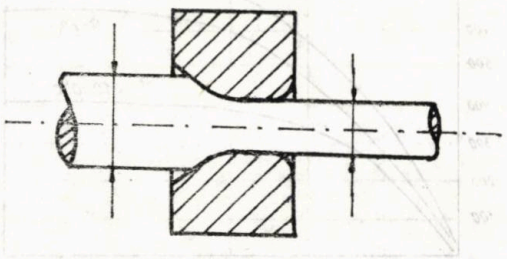


Fig. 1

a) Reducerea de secțiune absolută — δa

$$\delta_{ai} = S_{i-1} - S_i \tag{1}$$

b) Reducerea de secțiune relativă — δ

În cele ce urmează, reducerea de secțiune relativă va fi denumită simplu reducerea de secțiune:

$$\delta_i = \frac{S_{i-1} - S_i}{S_{i-1}} = 1 - \frac{S_i}{S_{i-1}} \tag{2}$$

$$\delta_i = 1 - \frac{\frac{\pi d_i^2}{4}}{\frac{\pi d_{i-1}^2}{4}} = 1 - \frac{d_i^2}{d_{i-1}^2} \tag{3}$$

În practică, de cele mai multe ori, reducerea secțiunii este o mărime cunoscută, impusă de caracteristica constructivă a mașinii de trefilat și de alți factori tehnologici (caracteristicile materialului trefilat, caracteristicile lubrifiantului etc.). În aceste condiții, problema constă în determinarea diametrului filierei d_i cînd se cunoaște diametrul sîrmei ce urmează a fi trasă d_{i-1} și reducerea de secțiune, sau în determinarea diametrului sîrmei care intră în filieră d_{i-1} cînd se cunoaște diametrul filierei, în condițiile unei reduceri de secțiune date:

$$d_i = d_{i-1}\sqrt{1 - \delta_i} \tag{4}$$

c) Reducerea totală de secțiune δ_t

Se determină în cazul la care trefilarea de la diametrul inițial d_0 la diametrul final d_n se realizează în mai multe trageri (n):

$$\delta_T = 1 - \frac{d_n^2}{d_0^2} \tag{5}$$

$$d_n = d_0\sqrt{1 - \delta_T} \tag{6}$$

În practică, este necesar să se determine fie reducerea medie de secțiune, cunoscînd reducerea totală de secțiune și numărul de trageri, fie numărul de trageri cunoscînd reducerea totală de secțiune și reducerea medie de secțiune. Relațiile de calcul se stabilesc astfel:

$$\delta_1 = 1 - \frac{d_1^2}{d_0^2} \Rightarrow d_1^2 = d_0^2(1 - \delta_1)$$

$$\delta_2 = 1 - \frac{d_2^2}{d_1^2} \Rightarrow d_2^2 = d_1^2(1 - \delta_2) = d_0^2((1 - \delta_1)(1 - \delta_2)$$

$$\vdots$$

$$\delta_n = 1 - \frac{d_n^2}{d_n^{2-1}} \Rightarrow d_n^2 = d_0^2(1 - \delta_1)(1 - \delta_2) \ldots$$

$$\ldots (1 - \delta_n)$$

Dacă:

$$\frac{d_0^2}{d_n^2} = \frac{1}{(1 - \delta_1)(1 - \delta_2) \ldots (1 - \delta_n)} \tag{7}$$

$\delta_1 = \delta_2 = \ldots \delta_n = \delta_{med}$. rezultă:

$$\frac{d_n^2}{d_0^2} = (1 - \delta_{med})^n$$

Din (5) se deduce:

$$\delta_t = 1 - (1 - \delta_{med})^n$$

$$1 - \delta_t = (1 - \delta_{med})^n \tag{8}$$

$$\delta_{med} = 1 - \sqrt[n]{1 - \delta_T} \tag{9}$$

Din (8) se obțin:

$$\log(1 - \delta_t) = n \log(1 - \delta_{med})$$

$$n = \frac{\log(1 - \delta_T)}{\log(1 - \delta_{med})} \tag{10}$$

d) Alungirea absolută λ_a :

$$\lambda_a = l_i - l_{i-1} \tag{11}$$

e) Alungirea relativă (sau simplu : alungire) λ_i
Se definește ca raport al lungimilor sîrmei înainte și după tragere :

$$\lambda_i = \frac{l_i}{l_{i-1}} = \frac{v_i}{v_{i-1}} \tag{12}$$

Operația de trefilare fiind izovolumetrică rezultă :

$$V_i = V_{i-1}$$

$$S_{i-1} \cdot v_{i-1} = S_i \cdot v_i$$

$$\frac{v_i}{v_{i-1}} = \frac{S_{i-1}}{S_i} = \lambda_i \tag{13}$$

Din (2) și (13) se obține :

$$\delta_i = 1 - \frac{1}{\lambda_i}$$

$$\delta_i = \frac{\lambda_i - 1}{\lambda_i} \tag{14}$$

$$\lambda_i = \frac{1}{1 - \delta_i} \tag{15}$$

Din relațiile (13), (15) și (7) se poate deduce relația dintre alungirile parțiale și alungirea totală :

$$\lambda_T = \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_3 \ldots . \lambda_n \tag{16}$$

Dacă :

$$\lambda_1 = \lambda_2 = \ldots . = \lambda_n = \lambda_{med}$$

$$\lambda T = \lambda_{med}^n ; \quad n = \frac{\lg \lambda_T}{\lg \lambda_{med}} \tag{17}$$

f) Alunecarea absolută α_a
Între viteza periferică a cabestanului de tragere și viteza sîrmei există în permanență o diferență care variază în timpul trefilării în funcție de uzura filierelor. Această diferență este, de fapt, alunecarea absolută α_a și existența ei cu valori obligatoriu pozitive este specifică mașinilor de trefilat cu alunecare :

$$\alpha_a = v_{pi} - v_{Si} \tag{18}$$

$$\alpha_a \geqslant 0$$

g) Alunecarea relativă sau simplu-alunecare-
α_i este raportul dintre viteza periferică a cabestanului i și viteza sîrmei pe acest cabestan :

$$\alpha_i = \frac{v_{pi}}{v_{Si}}$$

$$\alpha_i \geqslant 1 \tag{19}$$

Calculul seriilor de trefilare pentru mașini de trefilat cu alunecare. Alegerea mașinii de trefilat în emulsie

Mașinile de trefilat cu alunecare sînt construite în așa fel încît vitezele periferice ale cabestanelor succesive cresc progresiv avînd ca rație λ_m — alungirea specifică mașinii.

$$\text{Deci : } \lambda_m = \frac{v_{pi}}{v_{pi-1}} \tag{20}$$

Cunoscînd alungirea mașinii λ_m drept o caracteristică constructivă a acesteia, din relația (14) se deduce reducerea de secțiune specifică mașinii δ_m pentru care vitezele sîrmelor v_{si} sînt egale cu vitezele periferice ale cabestanelor respective v_{pi}.

$$\delta_m = \frac{\lambda_m^{-1}}{\lambda_m} \tag{21}$$

Reducerea de secțiune reală pe care o suportă sîrma este dată de relația (14) :

$$\delta_i = \frac{\lambda_i^{-1}}{\lambda_i} \tag{22}$$

unde :

$$\lambda_i = \frac{S_{i-1}}{S_i} = \frac{v_{si}}{v_{si-1}} \tag{23}$$

Din relațiile (19), (20), (23) se obține :

$$\alpha_i = \frac{v_{pi}}{v_{si}}$$

$$v_{pi} = \lambda_m \cdot v_{pi-1}$$

$$v_{si} = \lambda_i \cdot v_{si-1}$$

$$\alpha_i = \frac{\lambda_m \cdot v_{pi-1}}{\lambda_i \cdot v_{si-1}} = \frac{\lambda_m}{\lambda_i} \cdot \alpha_{i-1}$$

$$\alpha_{i-1} = \frac{\lambda_i}{\lambda_m} \cdot \alpha_i \tag{24}$$

Analizînd relația (24), se desprind următoarele două cazuri posibile :

1. *Alunecare cu valoare constantă pe toate cabestanele*

$$\alpha_i = \alpha_{i-1} = \alpha = \text{constant}$$

Din relația (24) :

$$\alpha = \frac{\lambda_i}{\lambda_m} \cdot \alpha \Rightarrow \lambda_i = \lambda_m$$

În cazul unei mașini de trefilat cu n trageri, aplicînd relațiile (19) și (24) se obține :

$\alpha_n = 1$ (pe ultimul cabestan viteza sîrmei este egală cu viteza periferică a acestuia):

$$\alpha_{n-1} = \alpha_n \frac{\lambda_n}{\lambda_m} = \frac{\lambda_n}{\lambda_m}$$

$$\alpha_{n-2} = \alpha_{n-1} \frac{\lambda_{n-1}}{\lambda_m}$$

$$\alpha_{n-3} = \alpha_{n-2} \frac{\lambda_{n-2}}{\lambda_m}$$

$$\alpha_1 = \alpha_2 \frac{\lambda_2}{\lambda_m}$$

Pentru că :

$$\alpha_1 = \alpha_2 = \ldots \alpha_{n-1} = \frac{\lambda_n}{\lambda_m} \qquad (25)$$

este necesar ca :

$$\lambda_2 = \lambda_3 = \lambda_4 = \ldots \lambda_{n-1} = \lambda_m \qquad (26)$$

Din cele de mai sus se deduce că : la o mașină de trefilat cu n trageri, pentru a asigura o alunecare constantă pe toate cabestanele (excepție cabestanul n pe care alunecarea este nulă, $\alpha = 1$) este suficient ca alungirile date de filierele $2 \div (n-1)$ să fie egale cu alungirea specifică mașinii λ_m.

Valoarea acestei alunecări este dată de relația (25) :

$$\alpha = \frac{\lambda_n}{\lambda_m} \qquad (27)$$

Dacă și alungirea dată de ultima filieră λ_n este egală cu alungirea specifică mașinii, atunci $\alpha = 1$ și deci nu mai există alunecare (caz limită).

Literatura de specialitate recomandă pentru alunecare valori ale căror limite superioare depind de calitatea materialului supus tragerii.

În aceste condiții, pentru calcularea unei serii de filiere se procedează în felul următor :

Se consideră cunoscute :

α — recomandat de literatura de specialitate ;

λ_m — alungirea specifică a mașinii ;

n — numărul de trageri al mașinii,

Se determină alungirea în ultima filieră ;

$$\lambda_n = \alpha \cdot \lambda_m$$

Din relația (26) rezultă alungirile :

$\lambda_2 \div \lambda_{n-1}$ ca fiind egale cu λ_m

Alungirea λ_1 în prima filieră se alege, de obicei, egală cu λ_m.

Se determină reducerile de secțiune corespunzătoare alungirilor determinate :

$$\delta_n = \frac{\lambda_{n-1}}{\lambda_n} = \frac{\alpha \cdot \lambda_{m-1}}{\lambda_m} \qquad (28)$$

$$\delta_{1 \div (n-1)} = \delta_m \qquad (29)$$

Prin urmare, reducerile de secțiune parțiale, și deci reducerea de secțiune totală, au valori maxime limitate de alunecarea ce se acceptă în funcție de calitatea materialului ce se trage, de calitatea materialului din care este confecționat cabestanul, de calitatea prelucrării suprafeței cabestanului, de lubrifiantul uilizat etc.

Este deci clar că, pentru a realiza trefilarea sîrmei cu o reducere de secțiune totală impusă de condițiile tehnologice și de caracteristicile mecanice ce trebuie asigurate semifabricatului, în condițiile respectării unei valori a alunecării recomandate de literatura de specialitate, este necesară o anumită mașină de trefilat, cu un anumit număr de trageri și cu o anumită reducere de secțiune specifică, bine determinate.

Alegerea mașinii de trefilat corespunzătoare poate fi făcută determinînd alunecarea pe primul cabestan al acesteia, care de fapt este alungirea maximă.

Se cunoaște diametrul inițial și cel final al sîrmei și deci reducerea totală de secțiune :

$$\delta_{Ts} = 1 - \frac{d_n^2}{d_0^2}$$

$$S_0 \cdot v_0 = S_1 \cdot v_1$$

$$\frac{S_0}{S_1} = \frac{v_1}{v_0} \Rightarrow \frac{d_n^2}{d_0^2} = \frac{v_{s0}}{v_{sn}}$$

$$\delta_{Ts} = 1 - \frac{v_{s0}}{v_{sn}}$$

$$v_{s0} = v_{sn}(1 - \delta_{Ts}) \qquad (30)$$

$$v_{s1} = v_{s0} \cdot \lambda_1 = \lambda_1 \cdot v_{sn}(1 - \delta_{Ts}) \qquad (31)$$

Din relația (20) se obține :

$$\frac{v_{p2}}{v_{p1}} = \frac{v_{p3}}{v_{p2}} = \ldots = \frac{v_{pi}}{v_{pi-1}} = \ldots = \frac{v_{pn}}{v_{pn-1}} = \lambda_m$$

$$v_{p2} = \lambda_m \cdot v_{p1}$$

$$v_{p3} = \lambda_m \cdot v_{p2} = \lambda_m^2 \cdot v_{p1}$$

$$v_{pn} = \lambda_m^{n-1} \cdot v_{p1}$$

Deci :

$$v_{p1} = \frac{v_{pn}}{\lambda_m^{n-1}} \qquad (32)$$

Din relațiile (31) și (32), cunoscînd că :

$$v_{sn} = v_{pn}$$

se obține:

$$\alpha_1 = \frac{v_{p1}}{v_{s1}} = \frac{\dfrac{v_{pn}}{\lambda_m^{n-1}}}{\lambda_1 \cdot v_{sn} \cdot (1 - \delta_{Ts})} =$$

$$= \frac{1}{\lambda_1 \cdot \lambda_m^{n-1} \cdot (1 - \delta_{Ts})}$$

$$1 = \frac{1}{\lambda_1 \cdot \lambda_m^{n-1} \cdot (1 - \delta_{Ts})} \qquad (33)$$

În relația (33), reducerea totală de secțiune a seriei este cunoscută, iar λ_1, așa cum s-a arătat mai sus, se ia egal cu λ_m:

$$\alpha_1 = \frac{1}{\lambda_m^n (1 - \delta_{Ts})} \qquad (34)$$

$$\lambda_m^n = \frac{1}{\alpha_1 (1 - \delta_{Ts})} \qquad (35)$$

Deci, pentru ca mașina de trefilat să corespundă trebuie satisfăcută relația (35) pentru valori ale alunecării acceptate.

Fiind aleasă mașina de trefilat, cu reducerile de secțiune determinate cu relațiile (28) și (29), se calculează diametrele filierelor din seria de tragere, considerate convențional ca fiind la toleranța minimă, deci $d_{i\,min}$.

Aceste diametre nu rămîn constante în timpul trefilării ci cresc continuu datorită uzurii filierelor, ceea ce face ca volumul de material ce trece prin filierele respective să crească.

Admițînd că filiera F_i s-a uzat, deci volumul de material ce trece prin ea în unitatea de timp a crescut, este necesar ca și volumul de material care intră să crească. Dacă filiera F_{i-1} nu este uzată, creșterea volumului ce intră în filiera F_i nu se poate realiza decît prin creșterea corespunzătoare a vitezei sîrmei pe cabestanul C_{i-1} cel mult pînă egalează viteza periferică a acestuia.

Creșterea vitezei de intrare a sîrmei (v_{si-1}) în filiera i peste valoarea vitezei periferice a cabestanului anterior (v_{pi-1}) nu este posibilă, alunecarea devenind negativă ($\alpha_i < 1$). Există, deci, o valoare minimă admisă a alungirii și o anumită valoare minimă a reducerii de secțiune reale a filierei uzate sub care trefilarea nu mai este posibilă.

Acestea se determină astfel:

$$\lambda_2 = \lambda_3 = \ldots\ldots \lambda_{n-1} = \lambda_m$$

din relația (26)

$$v_{pn-1} = \frac{v_{pn}}{\lambda_m} \quad ; \quad v_{sn-1} = \frac{v_{sn}}{\lambda_n}$$

$$v_{pn-2} = \frac{v_{pn}}{\lambda_m^2} \quad ; \quad v_{sn-2} = \frac{v_{sn-1}}{\lambda_{n-1}} = \frac{v_{sn}}{\lambda_m \cdot \lambda_n}$$

$$\lambda_{n\,min} = \frac{v_{sn}}{v_{sn-1\,max}}$$

dar: $v_{sn-1\,max} = v_{pn-1}$

deci:

$$\lambda_{n\,min} = \frac{v_{sn}}{v_{np-1}} = \frac{v_{pn}}{v_{pn-1}} \quad ; \quad \lambda_{n\,min} = \lambda_m \qquad (36)$$

$$\lambda_{n-1\,min} = \frac{v_{sn-1}}{v_{sn-2\,max}} = \frac{\dfrac{v_{sn}}{\lambda_n}}{\dfrac{v_{pn}}{\lambda_m^2}} = \frac{\lambda_m^2}{\lambda_n}$$

$$\lambda_{n-2\,min} = \frac{v_{sn-2}}{v_{sn-3\,max}} = \frac{\dfrac{v_{sn}}{\lambda_n \cdot \lambda_m}}{\dfrac{v_{pn}}{\lambda_m^3}} = \frac{\lambda_m^2}{\lambda_n}$$

$$\lambda_{1\div(n-1)\,min} = \frac{\lambda_m^2}{\lambda_n} \qquad (37)$$

Se determină reducerile de secțiune:

$$\delta_{n\,min} = 1 - \frac{1}{\lambda_{min.}} = 1 - \frac{1}{\lambda_m} \qquad (38)$$

$$\delta_{1\div(n-1)\,min} = 1 - \frac{1}{\lambda_{1\div(n-1)\,min}}$$

$$\delta_{1\div(n-1)\,min} = 1 - \frac{\lambda_n}{\lambda_m^2} \qquad (39)$$

Se pot determina astfel și diametrele maxime admise pentru fiecare filieră din serie:

$$d_{i\,max} = d_{i-1}\sqrt{1 - \delta_{min}} \qquad (40)$$

2. *Alunecare progresiv-crescătoare*

Analizînd relația (24) între două cabestane succesive:

$$\alpha_{i-1} = \alpha_i \frac{\lambda_i}{\lambda_m}$$

se constată că alunecarea crește în progresie geometrică de la penultimul către primul cabestan cu rația $\frac{\lambda_i}{\lambda_m}$, atunci cînd se adoptă pentru α_i o valoare constantă, mai mare decît alungirea specifică a mașinii λ_m.

În acest caz se obține:

$\alpha_n = 1$ (pe cabestanul n alunecarea absolută este nulă)

$$\alpha_{n-1} = \frac{\lambda}{\lambda_m}$$

$$\alpha_{n-2} = \alpha_{n-1} \cdot \frac{\lambda}{\lambda_m} = \left(\frac{\lambda}{\lambda_m}\right)^2$$

$$\alpha_i = \left(\frac{\lambda}{\lambda_m}\right)^{n-i} \tag{41}$$

Impunînd pentru alunecarea pe primul cabestan valoarea admisă se obține:

$$\alpha_1 = \left(\frac{\lambda}{\lambda_m}\right)^{n-1}$$

$$\lambda = \lambda_m \cdot \sqrt[n-1]{\alpha_1}$$

$$\lambda = \lambda_m \cdot \sqrt[n-1]{\alpha_{max}} \tag{42}$$

Introducînd în relația (42) valorile pentru λ_m și n ale mașinilor cunoscute, la valoarea maximă admisă a alunecării $\alpha = 1{,}03 \div 1{,}08$ (valoarea recomandată de literatura de specialitate pentru oțel tare) se obțin valori ale alungirii, respectiv reduceri de secțiune pentru calculul seriei de tragere nesemnificativ mai mari decît alungirea și reduceri de secțiune specifice mașinilor.

Din acest motiv, se consideră că la calculul seriilor de filiere este recomandabil să se adopte cazul cînd alunecarea are valoare constantă pe toate cabestanele.

Așa cum s-a constatat, atît în cazul trefilării cu alunecare constantă, cît și în cazul trefilării cu alunecare mărită, alungirea de calcul a seriei de filiere este constantă (în primul caz egală cu alungirea specifică a mașinii, excepție făcînd ultima filieră). Aceasta permite stabilirea unor relații, între reducerile de secțiune, minime și maxime și respectiv toleranța filierelor:

$$\lambda_i = \frac{v_{si}}{v_{si-1}} = \frac{d_{i-1}^2}{d_i^2} = \text{constant}$$

$$\lambda = \frac{d_{i-1\,min}^2}{d_{i\,min}^2} \Bigg| \cdot \frac{d_{i-1\,max}^2}{d_{i-1\,max}^2}$$

dar:

$$\frac{d_{i-1\,max}^2}{d_{i\,min}^2} = \lambda_{max}; \quad \frac{d_{i-1\,min}}{d_{i-1\,max}} = \frac{1}{T}$$

unde: T este toleranța (raportul între diametrul maxim și minim admis);

deci:

$$\lambda = \frac{\lambda_{max}}{T^2} \Rightarrow \lambda_{max} = \lambda T^2 \tag{43}$$

$$\delta_{max} = 1 - \frac{1}{\lambda_{max}} = 1 - \frac{1}{\lambda T^2} \tag{44}$$

În mod analog se determină:

$$\lambda = \frac{d_{i-1\,min}^2}{d_{i\,min}^2} \Bigg| \cdot \frac{d_{i\,max}^2}{d_{i\,max}^2}$$

$$\frac{d_{i-1\,min}^2}{d_{i\,max}^2} = \lambda_{min}; \quad \frac{d_{i\,max}}{d_{i\,min}} = T$$

$$\lambda = \lambda_{min} \cdot T^2 \Rightarrow \lambda_{min} = \frac{\lambda}{T^2} \tag{45}$$

$$\delta_{min} = 1 - \frac{1}{\lambda_{min}} = 1 - \frac{\lambda}{T^2} \tag{46}$$

Relațiile (44) și (46) sînt utile pentru efectuarea unor verificări finale ale seriilor stabilite.

În cele ce urmează, se prezintă un model de calcul pentru alegerea tipului de mașină de trefilat în emulsie, cu alunecare, pentru realizarea sîrmei de 0,20 mm cu rezistența specifică de minimum 270 daN/mm², necesară fabricării cordului metalic.

Se cunoaște calitatea materialului care este oțel cu conținut ridicat de carbon (C = = 0,7 %) și rezistența specifică a semifabricatului utilizat de cca 120 daN/mm².

Prin experimentări tehnologice se demonstrează că pentru obținerea unei sîrme cu diametrul de 0,197 mm² este necesară o reducere totală de secțiune δ_t = min. 96,2 %, ceea ce înseamnă d_0 = min. 1,0 mm, care reprezintă diametrul sîrmei la intrarea în mașina de trefilat (d_0 = min 1,0 mm).

Se alege $d_0 = 1{,}0$ mm și deci reducerea de secțiune totală $\delta_t = 0{,}9619$ (96,19 %).

Pentru trefilarea oțelului cu conținut ridicat de carbon, literatura de specialitate recomandă alunecarea:

$\alpha = 1{,}03 \div 1{,}05$. Se alege $\alpha = 1{,}05$

Din relația (35) se determină λ_m^n:

$$\lambda_m^n = \frac{1}{\alpha \cdot (1 - \delta_t)} = \frac{1}{1{,}05(1 - 0{,}9619)} = 24{,}54$$

Se presupune că dotarea unității sau posibilitățile de achiziționare de mașini noi oferă următoarele variante:

a) mașină de trefilat tip A — $\lambda_{mA}^n = 1{,}16$; $n = 18$ trageri;

Tabelul 1

Calculul parametrilor seriei de trefilare

		Numărul de ordine al tragerii				
		20	19	18 2	1	Priza
Alungirea specifică a mașinii	λ_m	1,17	1,17	1,17 1,17	1,17	
Reducerea de secțiune specifică a mașinii	$\delta_m = 1 - \frac{1}{\lambda_m}$	0,1453	0,1453	0,1453 0,1453	0,1453	
Alungirea asigurată de filieră pentru =1,082	$\lambda_n = \alpha\,\lambda_m$ $\lambda_{2\div n-1} = \lambda_m$	1,26594	1,17	1,17 1,17	1,17	
Reducerea de secțiune de calcul al seriei de filiere	δ_{i_c}	0,2101	0,1453			
Diametrele filierelor seriei (d minim)	$d_{i-1} = \frac{d_i}{\sqrt{1-\delta_{Si}}}$	0,197	0,222	0,240 0,843	0,912	1,00
Reducerea de secțiune reală, în funcție de diametrele stabilite pentru filiere	$\delta_i = 1 - \frac{d_{i-1}^2}{d_i^2}$	0,21254	0,1444	0,1479 0,1456	0,1683	
Vitezele sîrmei	$v_{Si-1} = \frac{v_{Si}}{\lambda_i}$	18	14,1742	12,1278 0,9830	0,8399	
Viteza periferică a cabestanelor	$v_{pi-1} = \frac{v_{pi}}{\lambda_m}$	18	15,3846	13,1492 1,0664	0,9115	
Alunecarea	$\alpha_i = \frac{v_{pi}}{v_{Si}}$	1	1,085	1,084 1,0848	1,085	
Alungirea minimă admisă a seriei	$\lambda_{min} = \frac{\lambda_{min}}{\alpha_i}$	1,17	1,078	1,079 1,078	1,078	
Diametrul maxim după uzura filierei	$d_{i_{max}} = d_{i-1}\sqrt{\frac{1}{\lambda_{min_i}}}$	0,205	0,231	0,250 0,878	0,960	

b) mașină de trefilat tip B — $\lambda_{mB}^n = 1{,}170$; $n = 20$ trageri;

c) mașina de trefilat tip C — $\lambda_{mC}^n = 1{,}175$; $n = 21$ trageri.

Astfel, se determină:

$$\lambda_{m_A}^n = 1{,}16^{18} = 19{,}46$$

$$\lambda_{m_B}^n = 1{,}17^{20} = 23{,}1056$$

$$\lambda_{m_C}^n = 1{,}175^{21} = 29{,}566\,;\quad \lambda_{m_C}^{n-1} = 1{,}175^{20} = 25{,}16$$

Se alege mașina tip B cu $\lambda_m = 1{,}17$ și cu 20 de trageri care asigură valoarea lui λ_m^n cea mai apropiată de cea calculată.

În acest caz alungirea maximă va fi:

$$\alpha = \frac{1}{\lambda_m^n \cdot (1-\delta_t)} = \frac{1}{23{,}1056 \cdot 0{,}038809} = 1{,}1152$$

Notă: Desigur că mai corect ar fi să se proiecteze o mașină de trefilat cu 20 de trageri dar cu: $\lambda_m = \sqrt[n]{24{,}54} = 1{,}17353$, care ar asigura alunecarea impusă $\alpha = 1{,}05$.

Viteza de tragere pe ultimul cabestan pentru mașina de trefilat tip B este $v_{s20} = v_{p20} = 18$ m/s.

Calculul parametrilor seriei de trefilare este prezentat în tabelul 1.

Analiza fizico-chimică cu microsonda laser a materialelor metalice *(Lucrare de sinteză)*

Conf. dr. ing. C. Pumnea
Academia de Studii Economice
București

CZ: 543.062:621.378.3

Principii de lucru

O metodă de dată mai recentă și de mare eficiență pentru analiza fizico-chimică a materialelor metalice este și spectrometria de masă prin extracție de ioni, cu ajutorul microsondei laser. În esență, metoda se bazează pe iradierea probei metalice cu un fascicul laser cu mediu activ solid dielectric, respectiv cu laser cu rubin dopat cu ioni Cr^{3+} sau cu granați (YAG) dopat cu neodim. Fasciculul laser de mare putere este fin focalizat pe probă, avînd un diametru la impactul cu proba de ordinul 2 μm. Ca urmare a impactului, se produce transmisia de energie către probă, urmată de încălzirea puternică pînă la volatilizare a materialului probei și cu obținerea unui „microcrater" cu diametrul de 3—5 μm. Din interacțiunea fasciculului laser cu proba, aceasta din urmă generează un „ecou laser" (laser plume), materializat prin apariția de ioni pozitivi, ioni negativi, atomi sau molecule, caracteristice pentru materialul iradiat, care sînt captați cu ajutorul unui sistem optoelectronic de extracție ionică și analizați cu ajutorul unui spectrometru de masă prin timp de zbor (time-of flight = TOF). Se obțin astfel informații calitative și cantitative asupra elementelor prezente în proba analizată. Masa analizată a probei este de ordinul 10^{-2} g, iar volumul analizat de ordinul 1 μm^3.

În funcție de modul de pregătire a probei și de tehnica utilizată, analiza cu microsonda laser, întocmai ca și microscopia electronică, poate fi *de transmisie*, cînd se lucrează pe secțiuni foarte subțiri, sau *de reflexie*, cînd se folosesc probe compacte, de forme și dimensiuni diferite.

Pentru a se realiza încălzirea locală puternică a probei, care să permită volatilizarea și emisia de ioni, densitatea de putere a fasciculului laser trebuie să fie foarte mare (10^8—10^{10} W/cm²). Densitatea de putere minimă q_0, necesară pentru depășirea valorii de prag a energiei de volatilizare, este dată de relația lui Krokhin :

$$q_0 \approx \rho_0 \sqrt{a/\tau} \qquad (1)$$

unde ρ_0 este densitatea materialului-țintă; a — coeficientul de difuzivitate termică; τ — durata impulsului laser.

Din relația (1) se poate evalua pentru metale o valoare de prag de ordinul 10^8W/cm².

În cazul cînd densitatea de energie a fasciculului laser depășește numai cu puțin acest prag, ea este insuficientă pentru a amorsa starea de excitație a atomilor și procesul de ionizare, din care cauză densitatea de energie a fasciculului trebuie să atingă valori mai mari decît valorile specifice pragului de ionizare. Aceasta din urmă depinde de potențialul de ionizare (ioni pozitivi) sau de afinitatea electronică (ioni negativi) a speciilor atomice sau moleculare considerate. Astfel, lucrînd în regimul de „temperatură înaltă", cînd densitatea de energie a fasciculului laser este de ordinul 10 W/cm², în cazul metalelor se produce o apreciabilă excitare și ionizare a atomilor.

Viteza de propagare a frontului de volatilizare D sub impulsul fasciculului laser are expresia :

$$D < C_0 \exp(-U/kT) \approx 10^4 - 10^5 \text{ cm/s} \qquad (2)$$

în care C_0 este viteza sunetului în materialul considerat; U — valoarea energetică, în funcție de energia de legătură a atomilor în starea solidă; k — constanta lui Boltzmann ($k = 1{,}38062 \cdot 10^{-23}$ J·K^{-1}); T — temperatura absolută.

Ținînd seamă de faptul că procesul de volatilizare a materialului-țintă este determinat de viteza de propagare a frontului de volatilizare, a cărui ordin de mărime este dat de raportul $q_0/\rho U$, relația lui Krokhin pentru densitatea de energie critică a fasciculului laser devine :

$$q_0 < C_0 \cdot \rho_0 \cdot U \cdot exp\,(-U/kT) \approx$$

$$\approx 10^9 - 10^{11} \text{ W/cm}^2 \qquad (3)$$

La baza spectrometriei de masă prin timp de zbor (TOF) stă dependența duratei de parcurs a ionilor de energia cu care aceștia au fost emiși. Se impune ca migrarea ionilor din materialul-țintă, excitat de fasciculul laser de mare putere, să se realizeze în pachete succesive prin pulsarea emisiei electronice sau a tensiunii extractoare la sursa de ioni. Durata parcursului pentru o distanță sursă — colector 1 rezultă din relația :

$$t = 1/v = 1/\sqrt{2eU/m}, \qquad (4)$$

unde v este viteza ionului; e — sarcina electronului ($1{,}60219 \cdot 10^{-19}$C); U — tensiunea; m — masa ionului, din care rezultă că sistemul este dispersiv după energie și masă, coeficienții respectivi fiind $\pm 1/\sqrt{2eU_0/m_0}$.

Considerînd τ durata de emitere a unui pachet ionic, pentru ca un sistem colector cu o constantă de timp neglijabilă să decaleze două grupări de ioni ce diferă ca masă, provenind din unul și același pachet, trebuie ca durata de emitere a pachetului, însumată cu întîrzierea cu care vin ionii lenți față de cei mai rapizi, să nu depășească intervalul de timp ce separă cele două grupe de mase diferite la colector.

Analog cu rezoluția pentru spectrometrele de masă statice se poate scrie rezoluția :

$$R = \frac{m}{\Delta m} = \left(\frac{\tau \sqrt{2 e U_0 / m_0}}{l} + \delta \right)^{-1}, \qquad (5)$$

unde δ este coeficientul de dispersie, exprimat în intervale de timp.

Bazele teoretice ale funcționării laserilor

Laserul este un dispozitiv pentru generarea și amplificarea undelor electromagnetice din domeniul optic, pe baza efectului de emisie forțată a sistemelor optice. Termenul de „laser" are următoarea semnificație în limba engleză : „light amplification by stimulated emission of radiation" (amplificarea luminii prin emisie forțată de radiație).

Laserul este un maser optic care se bazează pe capacitatea atomilor de a ocupa diferite niveluri de energie (la trecerea de pe un nivel pe altul, atomul emite sau absoarbe energie). În starea de echilibru termodinamic, atomii ocupă nivelul cel mai scăzut de energie. Prin excitare cu o sursă externă, atomii pot trece pe un nivel energetic mai înalt, acumulînd un surplus de energie, care este apoi eliberată total sau parțial sub formă de *fotoni*.

Atomii pot emite energie chiar și în absența unei radiații (energii) exterioare (*emisie spontană*). Sub impulsul unei radiații exterioare, atomii pot absorbi sau emite energie, predominînd *absorbția sau emisia forțată*.

Considerînd nivelurile de energie E_1 și E_2 ($E_1 < E_2$) sub acțiunea radiației exterioare, de frecvență :

$$\nu = (E_2 - E_1)/h, \qquad (6)$$

unde $h = 6{,}6262 \cdot 10^{-34}$ J.s (constanta lui Planck), nivelul E_2 devine mai populat decît cel inferior, avînd loc simultan procesele de absorbție și emisie forțată.

Dacă predomină emisia forțată, radiația exterioară incidentă îndreptată asupra sistemului de atomi își mărește intensitatea (se amplifică). În felul acesta, radiația primește de la sistemul de atomi o cantitate mai mare de energie decît cea pe care a cedat-o. Îndeplinirea acestei condiții este legată de modul de distribuire a atomilor pe nivelurile lor de energie. Pentru eficiența emisiei în raport cu absorbția, este hotărîtor raportul dintre numărul proceselor de emisie și al celor de absorbție, în unitatea de timp, respectiv :

$$R = N_2/N_1, \qquad (7)$$

condiția de amplificare fiind $R > 1$. Această condiție nu este satisfăcută în starea de echilibru termodinamic, în care populația stărilor variază invers cu energia lui E_1, respectiv E_2, conform repartiției lui Boltzmann :

$$N_1 = \exp(-E/\mathrm{kT}); \quad N_2 = \exp(-E/\mathrm{kT}),$$

$$N_1 > N_2, \text{ dacă } E_1 < E_2$$

Dacă sistemul se găsește într-o stare suficient de îndepărtată de starea de echilibru termodinamic, astfel încît $N_2 > N_1$, condiția $R > 1$ este satisfăcută și sistemul amplifică unda care-l traversează.

Din cele prezentate, rezultă că teoria elementară a maserilor și laserilor este bazată, în primul rînd, pe fenomene cuantice legate în special de interacțiunea undei electromagnetice cu materia și, în particular, de producerea emisiei stimulate de radiație.

În figura 1, se prezintă schema de principiu a unui laser cu mediu activ solid, care este alcătuit din două sisteme fizice în interacțiune : cîmpul electromagnetic dintr-o cavitate rezonantă, respectiv dintr-un rezonator optic și un mediu activ, acesta din urmă fiind un cristal

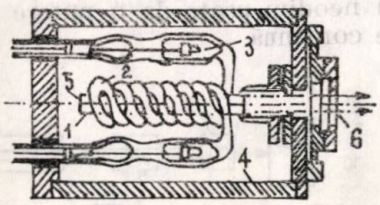


Fig. 1. Schema de principiu a unui laser cu mediu activ solid: *1* — bară de cristal sau sticlă dopată cu ioni activi; *2* — tub flash; *3* — electrozi de aprindere; *4* — reflector cilindric; *5* — suprafața metalizată a rezonatorului optic (oglindă); *6* — fascicul laser

sau o sticlă dopată cu ionii unui element activ. Ca mediu activ s-a folosit la început un cristal de rubin (Al_2O_3), dopat cu ioni activi de Cr^{3+}, cu dimensiunile $0{,}5 \times 0{,}5 \times 5$ cm, argintat la capete, astfel încît să constituie o cavitate rezonantă (rezonator optic), între care se propagă radiația de frecvență $\nu = E_2 - E_1/h$ (cu reflexiuni multiple, ca la o undă staționară). Pentru excitarea atomilor în vederea trecerii lor pe un nivel energetic superior (pompaj) se folosește radiația emisă de un tub cu descărcări în gaze (lampă flash), în formă de spirală care înconjoară cristalul de mediu activ (rubin). În timpul propagării radiației în masa substanței active, aceasta interacționează cu ionii Cr^{3+} (dopantul), amplificîndu-se prin emisie

orţată. Cînd amplificarea depăşeşte o anumită valoare critică, laserul se „descarcă", prin tranziţii $2 \rightarrow 1$, sub forma unui impuls radiant de 0,1—1 μs, cu revenirea atomilor de pe nivelul E_2 pe nivelul E_1. Acest impuls străpunge unul din pereţii terminali argintaţi ai cavităţii rezonante şi iese în exterior sub forma unei radiaţii luminoase, monocromatice, intense, coerente şi caracterizate printr-o densitate mare de putere.

Mediile solide active folosite sînt constituite dintr-un suport (cristal sau sticlă) în care sînt distribuite, într-un mod cît mai omogen posibil, impurităţile active (dopantul) a căror intensitate poate să atingă 10^{20} ioni/cm^3.

Cristalele de rubin au fost realizate la început prin tehnica Verneuil, dar în prezent o calitate mai bună a lor se obţine prin tragere, pornind de la baia de material topit. Pentru obţinerea granaţilor sintetici YAG (granat de ytrium şi aluminiu) se utilizează metoda Czochralski. Cristalele YAG dopate cu neodim se folosesc la construcţia microsondei laser, întrucît permit emisia în impulsuri cu cadenţă ridicată.

Pentru laserii YAG, cel mai bun randament de pompaj se atinge cu lămpi cu filament de wolfram şi funcţionare la o temperatură înaltă sau prin utilizarea arcului voltaic stabilizat, capabil să dea cea mai mare intensitate luminoasă cunoscută în prezent (100 kW/cm^2). Cu o asemenea sursă de pompaj, un laser YAG dopat cu neodim poate da o putere de 200 W în emisie continuă.

Randamentul laserilor YAG atinge 5% cînd cristalul este răcit la temperatura azotului lichid; în mod curent, el este de 1 — 2% în condiţiile funcţionării la temperatura obişnuită.

În funcţie de regimul de excitare a radiaţiei laser, funcţionarea dispozitivului laser poate fi în regim de „oscilaţii de relaxare" (laser relaxat), cînd excitarea se realizează prin impuls flash în timpul unei durate de cîteva sute de μs, cu obţinerea unei emisii laser de durată analoagă, formată dintr-un tren de impulsuri scurte. Un alt regim de lucru poate duce la o emisie în monoimpuls, de durată mult mai scurtă, aşa-numita „funcţionare declanşată", sau în regim de comutaţie „*Q-switch*". În acest din urmă caz, după un timp suficient pentru acumularea energiei, mediul activ care a înmagazinat energia primită de la impulsul flash-ului şi care are nivelurile energetice excitate emite rapid toţi fotonii, prin trecerea în avalanşă la starea de bază, cu lansarea unui impuls laser foarte intens, de putere mult mai mare decît cel obţinut prin oscilaţii de relaxare şi cu o durată de ordinul zecilor şi chiar unităţilor de nanosecunde (ns.).

Construcţia microsondei laser

În stadiul actual, pe plan mondial s-au construit microsonde laser cu performanţe tehnice ridicate. În figura 2 este prezentată schema de principiu a microsondei laser LAMMA 1000 (Laser Microprobe Mass Analysis), fabricaţie a firmei Leybold-Heraeus (R.F.G.). Microsonda este echipată cu dispozitiv laser tip YAG dopat cu neodim, cu patru niveluri energetice. În comparaţie cu microsonda LAMMA 500 rea-

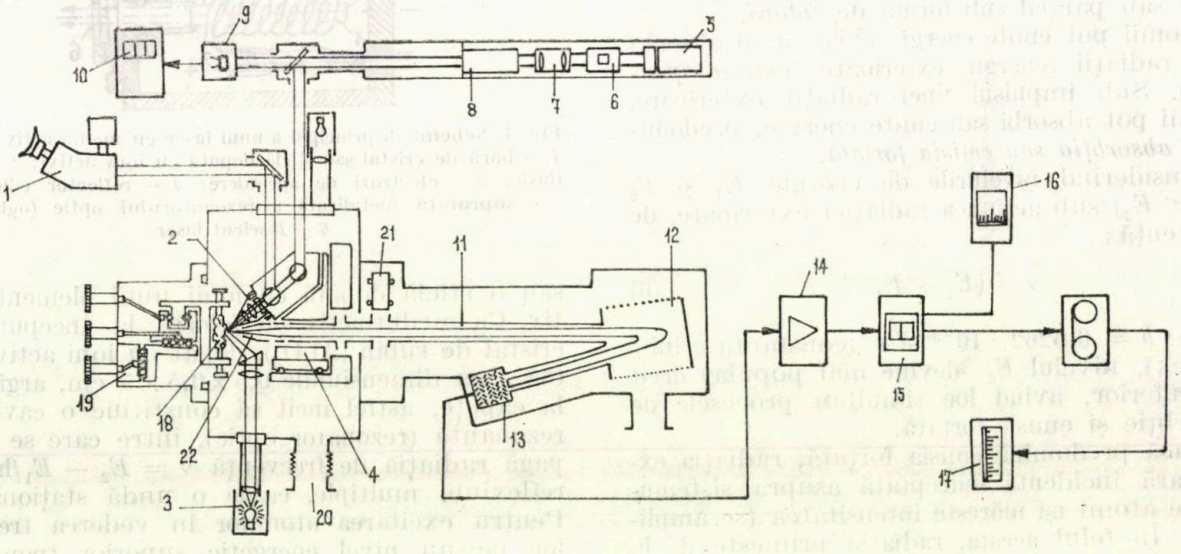


Fig. 2. Schema de principiu a microsondei laser LAMMA 1000, fabricaţie Leybold-Heraeus [7]: *1* — microscop optic; *2* — obiectiv laser; *3* — dispozitiv de iluminare înclinată a probei; *4* — portobiectiv translatabil; *5* — dispozitiv laser Nd: YAG, regim „Q-switch"; *6* — convertor de frecvenţă; *7* — telescop; *8* — atenuator variabil; *9* — traductor cu fotodiodă; *10* — detector de energie; *11* — tub TIOF; *12* — reflector de ioni; *13* — detector de ioni; *14* — sistem de preamplificare; *15* — înregistrator; *16* — sistem de afişare (display); *17* — minicalculator electronic HP 1000; *18* — înregistrator cu peniţă; *19* — proba; *20* — manipulator x-y-z; *21* — racord la pompa de vid; *22* — sistem de lentile pentru modularea fluxului de ioni

Tabelul 1

Limitele de detecție relativă și absolută ale analizorului LMA 10

Elementul	Limitele de detecție relativă, ppm				Limitele de detecție absolută, g			
	a	b	c	d	e	f	g	h
Ag	10	10				10^{-13}		
Al	200				$2{,}5 \cdot 10^{-9}$			
B	32			11				
Be	12	10		0,8		10^{-13}		
Bi	180							
Ca				24		10^{-13}		
Cu		10	10		$5 \cdot 10^{-11}$	10^{-13}	$5 \cdot 10^{-10}$	
Co	700	100			$1 \cdot 10^{-9}$			
Cr	60	100		11	$1{,}5 \cdot 10^{-10}$		$2{,}5 \cdot 10^{-10}$	$2 \cdot 10^{-12}$
Fe	240		50	45				
Ga	80							
Ge		10						
Mg			10			10^{-13}	$3 \cdot 10^{-10}$	
Mn	40	100	20		$6 \cdot 10^{-11}$	10^{-13}	$5 \cdot 10^{-10}$	$6 \cdot 10^{-12}$
Mo		100	21	21	$4 \cdot 10^{-9}$			$6 \cdot 10^{-12}$
Ni	210	100		25			$1 \cdot 10^{-9}$	$5 \cdot 10^{-12}$
P	> 1100							
Pb	> 200	100		30			$4{,}5 \cdot 10^{-10}$	
Sb	> 500							
Sc		100						
Si	270		20		$3 \cdot 10^{-10}$		$1{,}10^{-8}$	
Sn	480	10		50			$3 \cdot 10^{-9}$	
Sr		100		10		10^{-13}		
Te	> 400							
Ti	280	100		20	$5 \cdot 10^{-10}$		$4 \cdot 10^{-10}$	$4 \cdot 10^{-11}$
V	830	100			$7{,}5 \cdot 10^{-10}$			$4 \cdot 10^{-12}$
W	> 480			400				$5 \cdot 10^{-10}$
Y		1000						
Zr		1000					$5{,}5 \cdot 10^{-9}$	

a) aliaje Cu, Al și Fe; *b*) pulberi amfibolit; *c*) zinc pur; *d*) pelete Al_2O_3; *e*) oțel; *f*) pulberi standard; *g*) diverse aliaje; *h*) etaloane standard din oțel

lizată de aceeași firmă, care utilizează probe transparente, tipul LAMMA 1000 poate lucra pe probe compacte, cu dimensiuni pînă la 200 mm, de diverse forme și cu un grad redus de pregătire a suprafeței de analizat. Probele montate într-un dispozitiv de susținere se montează în incinta vidată a aparatului, putînd fi deplasate pe trei direcții, cu ajutorul unui manipulator x-y-z (20). Înainte de efectuarea analizei, proba se examinează cu un microscop optic *1*, cu o putere de mărire de 250 ×, pentru a se stabili zona de analizat. Iluminarea probei se efectuează cu lampa cu incandescență 3, cu ajutorul unui sistem optic. După stabilirea zonei de analizat, proba se iradiază cu fasciculul laser emis de dispozitivul *5* și prelucrat de convertorul de frecvență *6*, telescopul *7* și atenuatorul variabil *8*. Concentrarea fasciculului laser asupra probei se realizează cu ajutorul obiectivului laser *2*. Fasciculul laser folosit este în domeniul ultraviolet cu o lungime de undă $\lambda = 265$ nm. Ecoul laser, obținut la iradierea materialului, alcătuit din ioni pozitivi și negativi este cules și prelucrat de spectrometrul de masă prin timp de zbor, de rezoluție înaltă, avînd drept componente principale: tubul de extracție optică *11*, reflectorul de ioni *12* și detectorul de ioni *13*, acesta din urmă avînd rolul de a converti mărimea de intrare (concentrația ionilor) în impulsuri electrice care sînt amplificate de sistemul de preamplificare *14*, de 100 MHz (10 ×).

Aparatul este asistat de un minicalculator 17 și dotat cu un terminal display, pe care se pot vizualiza spectrele elementelor decelate în probă.

Aparatul LAMMA 1000 este foarte rapid, permițînd efectuarea de sute de spectre într-o zi de lucru, cu schimbarea rapidă a probelor de analizat. Minicalculatorul folosit este din seria HP 1000 cu o unitate principală de memorie de 512 kB, cu extensie de memorie pe disc Wichester de 15 MB sau pe microdiscuri flexibile (microfloppy discs), cu o capacitate de 286 kB. Spectrele obținute pot fi redate de un înregistrator cu opt peniță 18 sau de un înregistrator tranzitoriu cu o rezoluție de 8 bit la o viteză de convertire de 100 MHz și cu o memorie de 32 k.

Sistemul de vidare al microsondei LAMMA 1000 are următoarea configurație (fabricație Leybold-Heraeus):

— pentru incinta probei: 1 pompă de vid preliminar D16A + 1 pompă turbomoleculară TURBOVAC 360;

— pentru spectrometrul de masă: 1 pompă ionică cu getter IZ 80, cu vacuummetru

COMBIVAC IT 230 (combinaţie între un vacuummetru Pirani şi un vacuummetru de ionizare cu catod rece — Penningvac), cu domeniu de măsurare a vidului de $1000-10^{-6}$ mbar.

Microsonde laser cu performanţe tehnice ridicate au fost realizate şi de firma japoneză JEOL (Japan Electron Optics Laboratory Co., Ltd.). Firma Carl Zeiss Jena din R.D.G. a realizat, de asemenea, analizorul microspectral LMA 10 (Laser Microspectral Analyzer), un microscop optic.

Aparatul dispune, ca piese de bază, de un microscop optic pentru selectarea zonei de investigare, care poate lucra în lumină normală (cîmp luminos) sau în lumină polarizată, şi de un dispozitiv laser, alcătuit, la rîndul său, din mediul activ (bară de rubin cu lungimea de 75 mm şi diametrul de 7 mm), lampa flash cu xenon şi rezonatorul (pentaprismă cu reflexie totală şi o oglindă semipermeabilă de ieşire). Lampa flash şi bara de rubin sînt introduse în focarele unui reflector cilindric eliptic. Lungimea de undă a radiaţiei laser emise este de 694 nm.

Analizorul LMA 10 este prevăzut cu sisteme de răcire cu aer al lămpii flash şi de control şi reglare a temperaturii barei de rubin. Radiaţia laser este focalizată pe probă cu ajutorul unui sistem de prisme de reflexie şi al unui obiectiv laser. Sub acţiunea radiaţiei laser se produce pe probă un „microcrater" cu diametrul de 10—250 μm, ca urmare a volatilizării locale a materialului-ţintă şi generării microplasmei, care este analizată de un spectrograf în vederea obţinerii spectrelor elementelor din probă. Dispozitivul laser poate funcţiona sau nu în regimul „Q-switch". Operarea în regimul „Q-switch" reclamă un dispozitiv auxiliar alcătuit dintr-un eclator pentru descărcarea electrică (spark gap). Analizorul LMA 10 poate lucra cu un spectrograf Q 24 în ultraviolet cu prismă de cuarţ (interval spectral 2000—5800 Å) sau cu un spectrograf PGS 2 cu reţea plană (interval spectral: 2000—10 000 Å). Spectrele obţinute sînt înregistrate pe placă fotografică şi pot fi interpretate cu ajutorul unui proiector de spectre SP 3 şi al unui microdensimetru MD 100.

Cu ajutorul analizorului LMA 10 se pot efectua analize cantitative şi semicantitative pe materiale metalice sau nemetalice, operaţiile de pregătire a probelor prin şlefuire, polizare, pulverizare etc., specifice pentru alte metode de analize, nefiind necesare. Se poate detecta o gamă de 63 elemente din sistemul periodic, în limitele 3 Li—92 U.

În stadiul actual, microsonda laser are numeroase şi variate aplicaţii în diverse domenii, de exemplu în metalografie, mineralogie şi geologie, electronică, industria silicaţilor, chimie, biologie, medicină şi criminalistică, arheologie, agricultură şi industria alimentară, datorită ariei foarte largi de investigaţie şi limitei de detectabilitate care, în unele cazuri, poate asigura analiza pe urme. În domeniul metalografiei şi metalurgiei, sînt de evidenţiat aplicaţiile asupra cristalitelor, proceselor de difuzie, secţiunilor sudate, incluziunilor în metale şi aliaje, zgurelor metalurgice, acoperirilor metalice şi nemetalice etc.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mercea, V. ş. a. *Introducere în spectrometria de masă.* Seria „Fizica modernă şi aplicată", Bucureşti, Editura tehnică, 1978.

[2] Popescu, I. M. ş. a. *Aplicaţii ale laserilor.* Bucureşti, Editura tehnică, 1979.

[3] Popescu, N., Opran, M. *Laseri. Aplicaţii.* Bucureşti, Editura Militară, 1979.

[4] Savu, Gh. *Laseri. Aplicaţii în ingineria tehnologică.* Timişoara, Editura Facla, 1981.

[5] x x x LAMMA 1000. *Analysis of Steel.* Leybold-Heraeus, Hanau, R.F.G., 1985 (prospect).

[6] x x x LAMMA-Workshop. Forschungsinstitut Borstel, R.F.G, 1—2 sept. 1983.

[7] x x x *KLAMMA-500. Laser Microprobe Mass Analyzer.* Leybold-Heraeus, Hanau, R.F.G., 1984 (prospect).

[8] x x x *Laser Microprobe, LAMMA 1000.* Leybold-Heraeus, R.F.G., 1985, (prospect).

[9] x x x LMA 10, *Laser Microspectral Analyzer.* Carl Zeiss, Jena, R.D.G., 1985 (prospect).

Dr. ing. I. Ripoşan
Institutul politehnic — Bucureşti

Utilizarea tehnologiei de modificare a fontei în oale acoperite cu bazin*

CZ: 669.131.622

Evoluţia tehnologiilor de modificare cu magneziu a urmărit în principal mai multe obiective :

— realizarea unui grad ridicat de asimilare a magneziului (cel puţin 50 %) concomitent cu un control riguros al acestuia ; asigurarea unor condiţii bune de muncă la modificarea fontei ; obţinerea unor fonte modificate de înaltă calitate.

Preocupările în vederea rezolvării acestor obiective au dus la apariţia unui mare număr de procedee de modificare, atît în cazul utilizării magneziului metalic cît şi în cel al utilizării modificatorilor cu magneziu.

În figura 1 sînt prezentate valorile gradului de asimilare a magneziului pentru principalele tehnologii de modificare a fontei, utilizate în prezent.

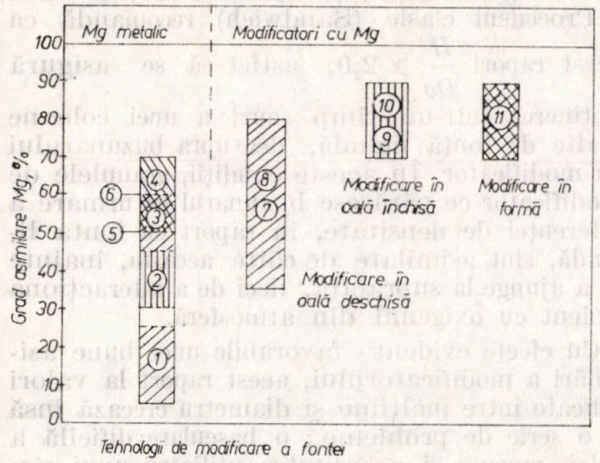


Fig. 1. Gradul de asimilare al magneziului, la mai multe tehnologii de modificare a fontei; *1* — clopot de modificare; *2* — procedeu MAP; *3* — convertizor; *4* — autoclavă; *5* — procedeu Mag Coke — cocs impregnat cu magneziu; *6* — procedeul T-Nock — ţeavă cu modificator; *7* — procedeul Sandwich — modificator în strat; *8* — procedeul Trigger — cu cocs; *9* — procedeul Tundish Cover — oală cu bazin; *10* — procedeul Tea Pot — oală cu sifon şi capac; *11* — procedeul de modificare în formă

Rezultă că tehnologia de modificare a fontei în oala cu buzunar, acoperită cu bazin (prodeul Tundish Cover) se numără printre cele mai eficiente, asigurînd valori ridicate ale gracedului de utilizare a magneziului, ceea ce explică interesul deosebit manifestat faţă de această tehnologie în întreaga lume.

Oalele de modificare utilizate în această tehnologie s-au realizat prin : transformarea unor oale de turnare obişnuite, prevăzute cu buzunar pentru modificator şi acoperite cu bazin ; prevederea cu bazin a unor oale de modificare deschise, utilizate în procedeul Sandwich ; proiectarea şi construcţia unor oale de modificare, speciale.

Principalele elemente constructive ale oalelor de modificare utilizate în această tehnologie sînt : bazinul şi diametrul orificiului de trecere a fontei din bazin în oală (D), modul de realizare a locaşului pentru modificator şi raportul dintre înălţimea şi diametrul oalei (H/Do).

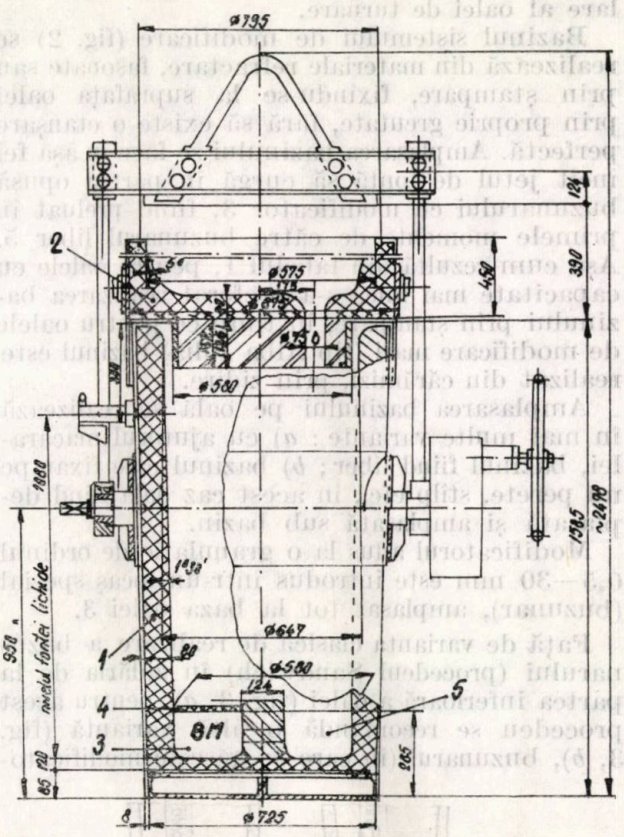


Fig. 2. Oală de modificare cu bazin, de 1,5 t capacitate, realizată la Întreprinderea UNIO Satu Mare: *1* — oală; *2* — bazin; *3* — buzunar pentru modificator; *4* — protecţie modificator; *5* — buzunar liber

În figura 2 este prezentată schema ansamblului oală-bazin cu capacitatea de 2 t (1,5 t fontă modificată) construită la Intreprinderea UNIO Satu Mare, care realizează în condiţii optime cele trei elemente constructive principale, prezentate anterior. În tabelul 1 sînt reunite unele caracteristici ale utilajului de modi-

* La lucrările experimentale au colaborat: ing. C. Kapuşi UNIO — Satu Mare, ing. A. Mitrofan, ing. P. Decean, I. M. — Alba Iulia, ing. Gh. Simionescu FUPSICh—Focşani, ing. V. Gologan, sing. V. Luca I. M. — Vaslui, ing. L. Mateşoi, ing. I. Drugă C. S. Victoria—Călan şi ing. I. Dinu I. R.— Ploieşti

ficare de la mai multe întreprinderi care utilizează acest procedeu.

În vederea asigurării unei curgeri corespunzătoare a fontei din bazin în oala de modificare, astfel încît să se evite întreruperi sau debite prea mici, se impune îndeplinirea condiției:

$$D = 2{,}2\sqrt{\frac{W}{t\sqrt{h}}} \text{ (cm)} \qquad (1)$$

în care D este diametrul orificiului bazinului, cm;

W — cantitatea de fontă modificată, kg;

t — timpul de golire a oalei de turnare, s;

h — înălțimea pe care trebuie să o păstreze fonta în bazin, cm.

Trebuie să se asigure condiția ca bazinul oalei să fie în permanență plin, astfel că un element important îl constituie timpul de basculare al oalei de turnare.

Bazinul sistemului de modificare (fig. 2) se realizează din materiale refractare, fasonate sau prin ștampare, fixîndu-se la suprafața oalei prin proprie greutate, fără să existe o etanșare perfectă. Amplasarea bazinului se face în așa fel încît jetul de fontă să curgă în partea opusă buzunarului cu modificator 3, fiind preluat în primele momente de către buzunarul liber 5. Așa cum rezultă din tabelul 1, pentru oalele cu capacitate mai mică s-a preferat realizarea bazinului prin ștampare, în timp ce pentru oalele de modificare mari (tip Alba Iulia) bazinul este realizat din cărămizi, prin zidire.

Amplasarea bazinului pe oală se realizează în mai multe variante: *a*) cu ajutorul macaralei, bazinul fiind liber; *b*) bazinul este fixat pe un perete, stîlp etc., în acest caz oala fiind deplasată și amplasată sub bazin.

Modificatorul adus la o granulație de ordinul 0,5—30 mm este introdus într-un locaș special (buzunar), amplasat tot la baza oalei 3.

Față de varianta clasică de realizare a buzunarului (procedeul Sandwich) în zidăria de la partea inferioară a oalei (fig. 3, *a*), pentru acest procedeu se recomandă o altă variantă (fig. 3, *b*), buzunarul (în care se găsește modificatorul) fiind izolat printr-un prag realizat din cărămizi refractare de un al doilea buzunar. Acesta din urmă are menirea să preia primul jet de fontă ce pătrunde în oală, cu debit mai mic, asigurîndu-se astfel condiții mai bune pentru acoperirea rapidă cu fontă a modificatorului.

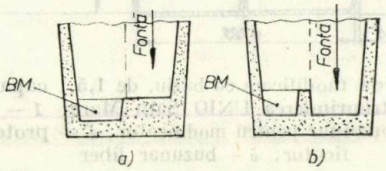


Fig. 3. Realizarea locașului (buzunarului) pentru modificator, în varianta clasică (*a*) și în noua variantă (*b*) (BM — buzunar modificator)

Turnătoriile care au trecut de la procedeul Sandwich la noul procedeu au păstrat de regulă varianta de buzunar clasic (închis în zidărie). Se remarcă faptul că Intreprinderea UNIO Satu Mare, care timp de 14 ani a utilizat această soluție, la construcția noului utilaj de modificare a adoptat noua variantă, care s-a dovedit a fi mai bună, această variantă fiind preluată și de alte întreprinderi care au utilizat același proiect de execuție (tab. 1).

Modificatorul introdus în buzunarul 3 (fig. 2) este acoperit cu un strat protector 4, față de primul contact cu fonta lichidă. Prezența acestui strat protector este obligatorie în cazul oalei deschise, el fiind recomandat și în cazul oalei cu bazin. Acest strat protector este constituit de regulă din plăci de fontă (resturi de la turnare), tablă de oțel, plasă de sîrmă, șpan de fontă, nisip peliculizat etc.

Un alt element constructiv important al acestui utilaj de modificare îl reprezintă raportul dintre înălțimea (H) și diametrul (Do) al oalei.

Procedeul clasic (Sandwich) recomandă ca acest raport $\frac{H}{Do} \geqslant 2{,}0$, astfel că se asigură obținerea într-un timp scurt a unei coloane înalte de fontă lichidă, deasupra buzunarului cu modificator. În aceste condiții, granulele de modificator ce părăsesc buzunarul ca urmare a diferenței de densitate, în raport cu fonta lichidă, sînt asimilate de către aceasta, înainte de a ajunge la suprafață, deci de a interacționa violent cu oxigenul din atmosferă.

Cu efecte evident favorabile unei bune asimilări a modificatorului, acest raport la valori ridicate între înălțime și diametru creează însă și o serie de probleme: o basculare dificilă a oalei, precum și necesitatea utilizării unui sistem de siguranță corespunzătoare. Din aceste motive se evită, de regulă, turnarea fontei în formă, direct din oala de modificare, apelîndu-se la o oală de turnare intermediară. Pe de altă parte, trebuie asigurat un sistem de antrenare-basculare rapid și sigur, un asemenea sistem fiind proiectat și realizat la Intreprinderea UNIO Satu Mare și care s-a dovedit a fi corespunzător în exploatare.

În prezent, sînt utilizate oale de modificare cu bazin ce prezintă unele diferențe în ceea ce privește elementele constructive specifice, datorită provenienței diferite (tab. 1).

În cazul în care oalele de modificare au provenit din oale de turnare obișnuite (ex. Intreprinderea Mecanică Alba Iulia, FUPSICh Focșani, Intreprinderea Mecanică Vaslui, raportul H/Do este mai scăzut (1,0—1,5) decît cel recomandat la procedeul Sandwich. La oalele de capacitate mai mică (pînă la 2 t), s-au luat măsuri pentru înălțarea oalei (ex. Intr.

Tabelul 1

Caracteristicile utilajului de modificare la procedeul oală cu bazin (Tundish Cover)

Intreprinderea	Capacitatea oalei (cantitatea fontei modificate), t	Raportul constructiv, H/Do	Modul de realizare bazin	Modul de realizare „buzunar"**	Tipul fontei produse
UNIO Satu Mare	0,5 1,0 1,5	2—2,2	ştampare	nou	Fgn
Intreprinderea mecanică Alba Iulia	2 5 10	1,2—1,5	zidire	clasic nou	Fgn Fgv
FUPSICh—Focşani	2 1,5*	1,2 2,2	ştampare	clasic nou	Fgn Fgv
Intreprinderea mecanică—Vaslui	1,0	1,2	ştampare	clasic	Fgn
	1,5*	2,2	ştampare	nou	
Intreprinderea de reparaţii—Ploieşti	1,5*	2,2	ştampare	nou	Fgn
„23 August" Bucureşti	1,5*	2,2	ştampare	nou	Fgn
Intreprinderea Mecanică Navală-Constanţa	1,5*	2,2	ştampare	nou	Fgn
Combinatul siderurgic Victoria—Călan					

* Proiect „UNIO" Satu Mare

** Buzunar clasic — în vatră (fig. 3, a); nou (fig 3,b)

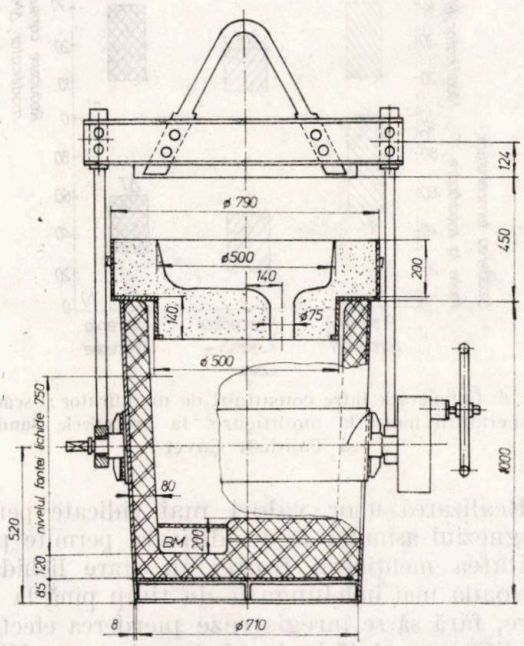


Fig. 4. Oală de modificare cu bazin, de 1,0 t capacitate, realizată la Întreprinderea Mecanică Vaslui, din transformarea unei oale de turnare (B M — buzunar modificator)

Mecanică Vaslui, fig. 4) sau chiar pentru reconstrucţia acestora, astfel încît să întrunească toate elementele specifice ale acestei noi tehnologii.

La oalele de capacitate mai mare (tip Intr. Mecanică Alba Iulia — fig. 5), noul procedeu asigură realizarea unei asimilări bune a modificatorului şi la un asemenea raport constructiv mai scăzut, în acest caz realizîndu-se însă o mai bună basculare a oalei.

Este cunoscut faptul că la utilizarea oalelor de modificare deschise se recomandă ca volumul ocupat de fonta lichidă să nu depăşească 70 % din capacitatea oalei, pentru a evita pericolul aruncării fontei în afara acesteia. La noul procedeu, acest pericol este eliminat, astfel că nivelul fontei lichide poate fi mai ridicat, dar nici în acest caz nu se recomandă să depăşească 80 % din înălţimea utilă a oalei. Rezultă deci că şi în acest caz este important controlul cantităţii de fontă lichidă turnată în oala de modificare, cu atît mai mult cu cît acoperirea oalei nu mai permite observarea nivelului fontei în oală. Întregul ansamblu

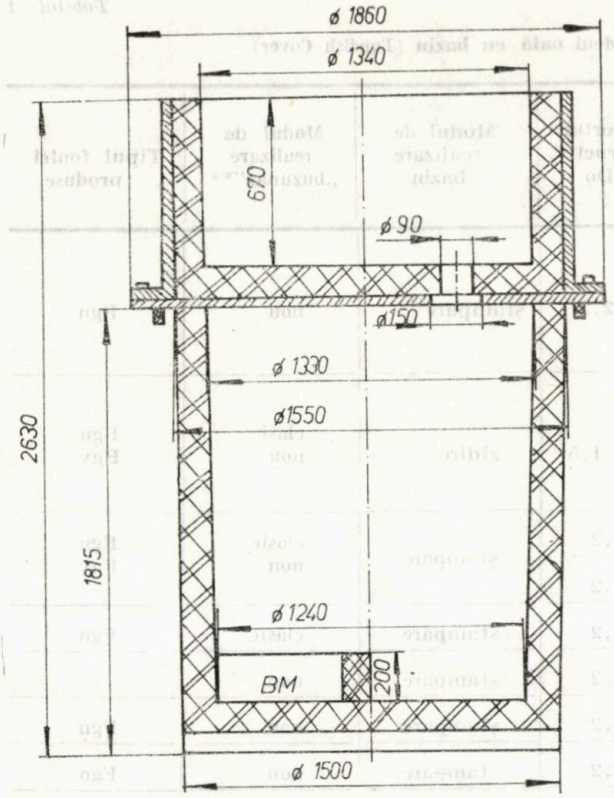


Fig. 5. Oală de modificare cu bazin, de 10 t capacitate, realizată la Întreprinderea Mecanică Alba Iulia, prin transformarea unei oale de turnare (B M — buzunar modificator)

oală-bazin se recomandă să fie introdus într-o groapă de turnare.

Rezultatele preliminare obținute prin utilizarea acestui procedeu la Intreprinderea UNIO Satu Mare au constituit baza și argumentele pentru extinderea acestuia și la alte întreprinderi, care produceau sau au început să producă fontă cu grafit nodular și vermicular. În prezent, prin această tehnologie se realizează fonte cu grafit nodular și vermicular pentru piese în diferite domenii industriale: utilaje din industriile minieră, chimică, navală, de motoare, energetică nucleară. Piesele turnate au greutăți de la cîteva kilograme pînă la 12 t.

Astfel, la Intreprinderea UNIO Satu Mare, acest procedeu asigură în exclusivitate producția de piese din fontă cu grafit nodular (peste 3 000 t.p.b/an) pentru industria minieră (locomotive de mină, transportoare de diferite tipuri etc.). Procedeul a fost extins și la fabricarea modificatorilor cu magneziu, fiind preluat și de către producătorul specializat al acestor materiale (Intr. Mecanică Vaslui).

La Întreprinderea Mecanică Alba Iulia, procedeul a dat bune rezultate la obținerea unor piese de performanță, cum ar fi o piesă de 7 t din Fgn, din marca Fgn 400—15 pentru energetica nucleară, cu condiții deosebite de recepție (control cu ultrasunete, raze X etc.). Cu aceeași tehnologie au fost obținute fonte cu grafit vermicular turnate în lingotiere (10 t).

În industria chimică, FUPSICh Focșani produce piese cu masa de la 2 la 1 350 kg din fontă cu grafit nodular, ca de exemplu roți și coroane dințate, cilindri, semicuple, corp pompă, capac supapă etc. în condițiile producerii unor fonte sintetice în cuptoare cu inducție și cu modificatori în oală cu bazin. Din 1986, această întreprindere a asimilat și producția de piese din fontă cu grafit vermicular, modificarea fontei efectuîndu-se în oale cu bazin, cu modificatori produși de I. M. Vaslui. Se produc fonte cu grafit vermicular din mărcile Fgv 300 și Fgv 350 (STAS 12443—86). Întreprinderea Mecanică Vaslui a trecut la înlocuirea oțelului cu fontă cu grafit nodular la repere necesare producției sale specifice: ventilatoare, reductoare, cuplaje, utilaje tehnologice etc. În condițiile elaborării fontei în cuptoare cu inducție și modificării în oale cu bazin (tab. 1), sînt produse piese (pînă la 100 kg) din mărcile Fgn 450-5, Fgn 500—7 și Fgn 600—2.

Mai multe întreprinderi au asimilat producerea fontei cu grafit nodular în condițiile în care au utilizat direct oala de modificare cu bazin. În alte cazuri, reorganizarea fluxului tehnologic a impus adoptarea unor noi soluții pentru modificarea fontei.

În figura 6, sînt sintetizate datele privind consumurile de modificator tip Nodulin (pe bază de siliciu) la cele două procedee de modificare, în turnătoriile din R.S.R., de unde rezultă o reducere a consumului cu 10—30 %.

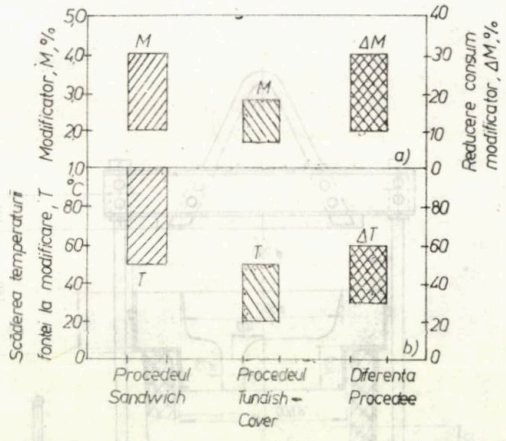


Fig. 6. Comparație între consumul de modificator și scăderea temperaturii fontei la modificare, la procedeele Sandwich și Tundish Cover

Realizarea unor valori mai ridicate pentru magneziul asimilat la modificare permite posibilitatea menținerii fontei în stare lichidă o perioadă mai îndelungată de timp pînă la turnare, fără să se înregistreze pierderea efectului modificator. Astfel, la Intreprinderea UNIO Satu Mare, la turnarea unor piese mici, acest timp atinge frecvent 20—30 min, în timp ce la

Întreprinderea Mecanică Alba Iulia sînt produse piese cu grosime de perete de peste 200mm, turnate în forme cu viteză mică de răcire (rășini furanice), astfel că timpul pînă la solidificare depășește 20 min. În ultimul caz, probele tip apendice, solidificate împreună cu o piesă de 7 t, au prezentat caracteristici mecanice de ordinul $Rm = 400 - 500$ N/mm², $A = 15-24$ %. La Întreprinderea Mecanică Valui, în condițiile reducerii consumului de Nodulin SC 2 de la 2,5 la 2,0 %, s-a constatat posibilitatea creșterii timpului de menținere cu 5 minute (1 t fontă modificată), realizîndu-se frecvent treceri de la marca Fgn 450-5 la Fgn 500—7 sau Fgn 600-2.

Prezența bazinului pe oală și, ca atare, limitarea contactului fontei cu atmosfera, îndeosebi în timpul barbotării topiturii de către vaporii de magneziu, creează condiții favorabile limitării pierderilor de căldură. Din această cauză, scăderea temperaturii la modificare prezintă valori mai mici decît la procedeul Sandwich (cu 30—60°C) (fig. 6,*b*), această situație avînd multiple avantaje : este posibilă diminuare a temperaturii fontei supuse modificării la 1 350 — 1 450°C, ceea ce favorizează reducerea consumului de energie la elaborare sau utilizarea cubiloului (inclusiv cu un cocs de calitate mai slabă) ; pot fi turnate piese cu pereți subțiri sau se pot efectua mai multe turnări din aceeași oală etc. De exemplu, la Întreprinderea UNIO Satu Mare se utilizează la modificare și fontă de cubilou cu 1 350—1 400°C, în timp ce la Întreprinderea Mecanică Alba Iulia fonta pentru lingotiere (Fgv) se modifică și la 1 320—1 350°C.

REVISTA REVISTELOR

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 4, 1986

Influența proprietăților de înmuiere și de topire a materialelor din stratul de topire asupra funcționării furnalului, p. 169 — Cinetica absorbției/desorbției azotului de către fier și a aliajelor feroase lichide, p. 176 — Cavitatea jetului unei lănci verticale imersate, p. 190 — Modelarea curgerii asistată de calculator pentru soluționarea problemelor puse la curgerea fluidelor în industria siderurgică, p. 195 — Modelul matematic al solidificării aliajelor cu constituenți multipli, p. 204 — Elaborarea oțelului cu agitarea băii de la Uzina Llanwern a societății BSC, p. 213.

Ironmaking and Steelmaking, Anglia, nr. 5, 1986

Reducerea izotermă a măruntului de minereu de fier înconjurat de mărunt de cărbune sau de cărbune carbonizat, p. 229 — Evaluarea dimensiunilor unor picături în procedeele de elaborare a oțelului utilizînd șocul jetului, p. 236 — Fluxul lichid și amestecarea băii în distribuitoarele de la turnarea continuă, p. 241 — Suprafața barelor turnate continuu din oțeluri inoxidabile austenitice. Partea I: Creșterea macroscopică a crustei solidificate și distribuția feritei, p. 248 — Suprafața barelor turnate continuu din oțeluri inoxidabile austenitice Partea II-a: Microstructura de solifificare, p. 258 — Reconstrucția unui tren de 32 in de la uzina Scunthorpe pentru laminarea profilelor Larssen, p. 263 — Degazarea cu jet și degazarea în oală, p. 267 — Fabricarea și proprietățile unui arbore de generator de 200 t care provine dintr-un lingou de 435 t, p. 276.

Metallurg, U. R. S. S., nr. 11, 1986

Analiza compoziției granulometrice a încărcăturii pentru aglomerare, p. 20 — Influența numărului și a diametrului gurilor de vînt asupra funcționării furnalelor, p. 22 — Determinarea traiectoriei de cădere a încărcăturii din conul aparatului de încărcare al furnalului, p. 24 — Experiența exploatării sistemului de control al temperaturii suprafeței încărcăturii furnalului, p. 25 — Asimilarea tehnologiei de turnare continuă a blumurilor cu secțiunea de 300 × 450 mm, p. 27 — Particularități ale dezoxidării oțelului necalmat,, cu feromangan cu conținut mare de siliciu, p. 28 — Creșterea coeficientului de scoatere la elaborarea oțelurilor înalt aliate, p. 29— Mecanizarea lucrărilor de reparații în secția de cuptoare Martin, p. 30 — Comutator universal pentru introducerea materialelor pulverulente, p. 32 — Determirea conținutului de carbon în metal, în timpul elaborării în cuptorul cu arc, p. 33-Laminarea asimetrică la cald a benzilor pe laminorul 1 700 continuu, de bandă lată, p. 34 — Îndreptarea roților de cale ferată în funcție de mărimea deplasării butucului, p. 35 — Alcătuirea unor programe simple pentru microcalculatorul MK—56, p. 38 — Experiența brigăzilor de muncă privind repararea agregatelor metalurgice, p. 41 — Siguranța elaborării în cuptoarele cu fascicul de electroni, p. 43 — Să lucrezi fără traumatisme și accidente, p. 4 — Protejarea sănătății metalurgiștilor, grijă de primă importanță, p. 45.

Cercetări cu privire la influența duratei de menținere la temperatura de turnare între operațiile de modificare și turnare asupra caracteristicilor mecanice și structurale ale unor aliaje de aluminiu

Dr. ing. D. Chircă, ing. Valerica Suciu și ing. M. V. Suciu
Institutul politehnic — București

CZ: 669.046.516.4:669.018.28

Industria metalurgică modernă implică în general producția de serie mare care, în cazul pieselor obținute prin turnare, necesită cantități mari de aliaj topit ce urmează să fie menținut la temperatura de turnare pe durate de timp relativ mari. În aceste condiții este important, în cazul aliajelor modificate, ca elementul modificator să posede capacitatea de a-și menține efectul modificărilor chiar dacă aliajul modificat este menținut un timp mai lung la temperatura de turnare.

Se știe că în cazul aliajelor de aluminiu sodiul este un bun modificator, dar acțiunea sa modificatoare este de scurtă durată; pentru a compensa pierderile de sodiu și a reface potențialul de modificare sînt necesare noi adaosuri de sodiu, ceea ce crează dificultăți în organizarea procesului de producție și consumuri exagerate de săruri de sodiu.

În prezenta lucrare sînt expuse rezultatele unui studiu comparativ al efectului singular al sodiului și al stronțiului, ca și al efectului cumulat al titanului, stronțiului și borului și al titanului, borului, stronțiului și sodiului asupra stabilității rezultatelor modificării în timpul menținerii la temperatura de turnare a aliajului ATSi10Mg modificat.

Cercetările experimentale au fost efectuate pe patru aliaje de bază (tab. 1) din care au fost turnate probe după timpi diferiți de menținere la temperatura de turnare. Condițiile de turnare ale acestor probe și compoziția lor chimică sînt prezentate în tabelul 1.

Analiza microscopică a aliajelor modificate cu sodiu (fig. 1 *a*,*b*,*c*) arată că la timpi de menținere mai mici de 30 minute structura este corect modificată, eutecticul aliajului prezentînd un grad ridicat de dispersie. La 30 minute de menținere se păstrează modificarea aliajului însă gradul de dispersie al eutecticului scade, iar la timpi de menținere mai mari de 30 minute se produce o scădere rapidă a gradului de modificare, astfel încît microstructura aliajului menținut 60 minute la temperatura de turnare (fig. 1, *c*) corespunde celei a aliajului nemodificat.

Schimbarea structurii aliajului ATSi 10Mg modificat cu sodiu în funcție de timpul de menținere la temperatura de turnare se reflectă în scăderea caracteristicilor mecanice ale aliajului și este determinată de scăderea rapidă a conținutului remanent de sodiu în timpul menținerii (fig. 2). Se observă că este necesară o perioadă de incubație de ordinul a cîteva minute pentru ca structura să fie corect modificată și proprietățile mecanice să atingă valorile maxime.

Influența timpului de menținere la temperatura de turnare asupra structurii aliajului ATSi10Mg modificat cu stronțiu este pusă în evidență prin micrografiile din figura 1. Analiza microscopică arată că stronțiul realizează o stabilitate deosebită a efectului modificator care se menține chiar și în cazul în care timpul de așteptare între modificare și turnare este de șase ore. Pentru caracterizarea stabilității efectului modificator al stronțiului, studiul efectuat prin microscopie optică a fost completat prin analize chimice în vederea determinării conținutului remanent de stronțiu și determinări ale caracteristicilor mecanice de rezistență și plasticitate. Din rezultatele obținute (fig. 3) se observă că atît proprietățile de rezistență (R_m, HB) cît și cele de plasticitate ($_5A$) prezintă un maxim situat la timpii de menținere cuprinși între 30 și 90 minute, dar variația caracteristicilor mecanice în intervalul de timp cuprins între 15 și 240 minute nu este

Tabelul 1

Compoziția chimică și condițiile experimentale ale aliajelor cercetate

Nr. șarjei	Modificatorul	Temperatura, °C		Timpul de menținere pînă la turnare, min	Compoziția chimică inițială, %								Durate de menținere experimentale, min
		Modificare	Turnare		Si	Mg	Na	Ti	B	Sr	Alte elem.	Al	
1	Na	715	710	1	9,76	0,32	0,078	—	—	—	0,92	rest	1 — 90
2	Sr	720	710	15	9,98	0,37	—	—	—	0,023	0,87	rest	15 — 240
3	Ti + B + Sr	720	710	15	10,48	0,41	—	0,126	0,025	0,045	0,98	rest	15 — 240
4	Ti + B + Sr + Na	720	710	15	9,97	0,28	0,045	0,115	0,023	0,040	0,91	rest	15 — 240

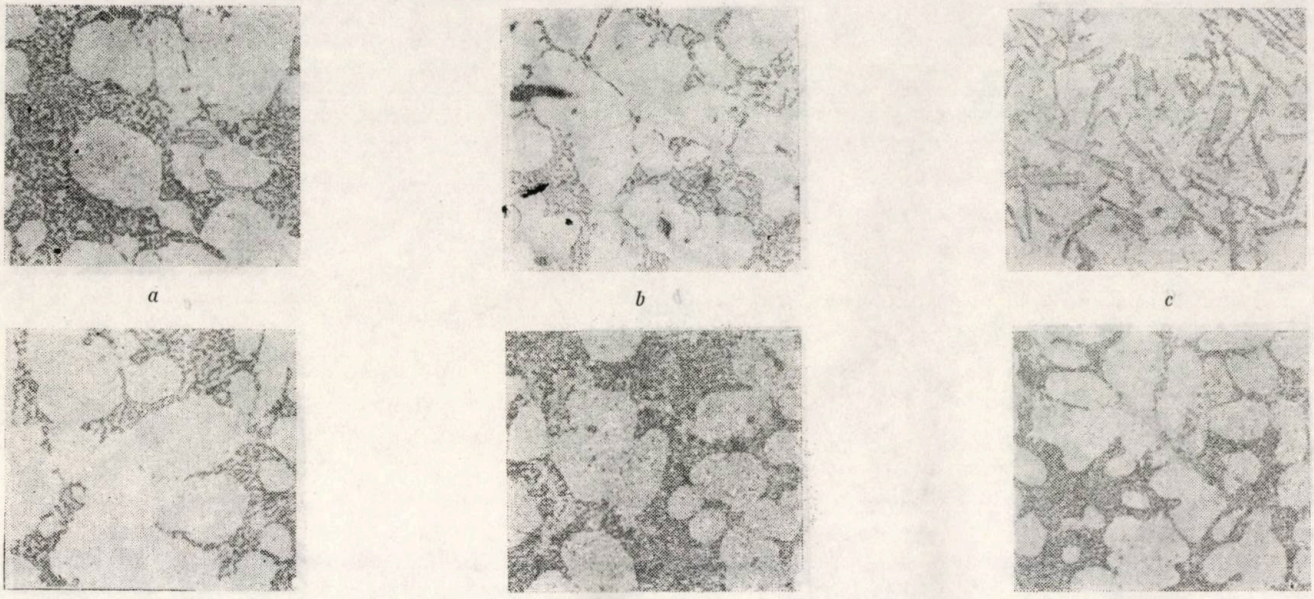


Fig. 1. Influența timpului de menținere la temperatura de turnare asupra structurii microscopice a aliajului ATSi10M modificat cu sodiu; *a* — 15 min; *b* — 30 min; *c* — 60 min; *d* — 15 min; *e* — 60 min; *f* — 240 min

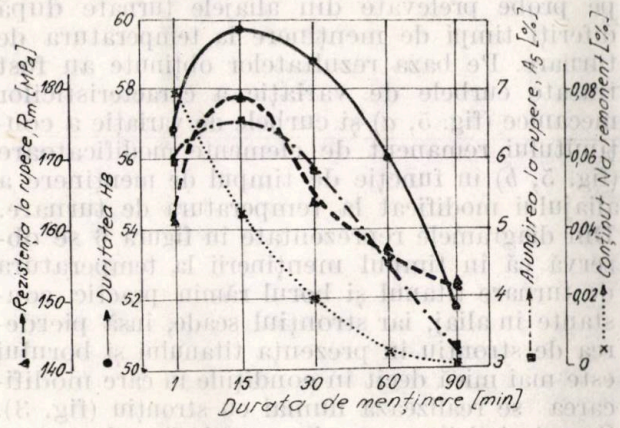


Fig. 2. Dependența caracteristicilor mecanice și a conținutului remanent de sodiu de timpul de menținere la temperatura de turnare a aliajului ATSi10Mg modificat cu sodiu și modificat cu stronțiu: *a* — 15 min; *b* — 60 min; *c* — 240 min

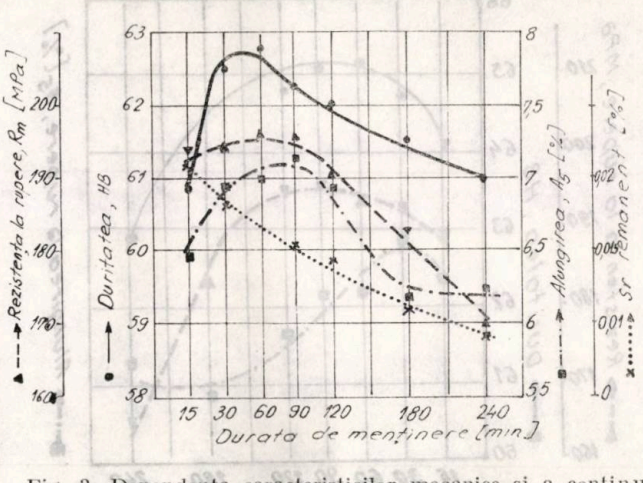


Fig. 3. Dependența caracteristicilor mecanice și a conținu tului remanent de stronțiu de timpul de menținere la tempe ratura de turnare a aliajului ATSi10Mg modificat cu stronțiu

importantă. Se remarcă, de asemenea, faptul că valorile caracteristicilor mecanice rămîn ridicate cu toate că variația conținutului de stronțiu este mare (stronțiul remanent scade de la 0,023 % în aliajul menținut 15 minute la 0,009 % în aliajul menținut 240 minute).

Studiul distribuției elementelor componente și al naturii fazelor din aliajul ATSi10Mg modificat cu stronțiu menținut diferite perioade de timp la temperatura de turnare, realizat cu ajutorul microsondei electronice, confirmă rezultatele analizei metalografice în sensul că timpul de menținere la temperatura de turnare nu produce schimbări esențiale în structura aliajului, respectiv în distribuția și natura fazelor.

Studiul acțiunii cumulate a titanului, borului și stronțiului asupra stabilității efectului modificator în timpul menținerii la temperatura de turnare a aliajului ATSi10Mg modificat s-a efectuat pe probe turnate după diferiți timpi de menținere din topitura a cărei compoziție chimică corespunde aliajului 3 (tab. 1). Comparînd micrografiile din figura 4 (*a*,*b*,*c*), se constată că în toate cazurile structurile prezintă un grad avansat de modificare însă, la timpi de menținere relativ mici (fig. 4, *a* și *b*), atît gradul de dispersie al eutecticului cît și finețea dendritelor de soluție solidă αA1 sînt mult mai mari decît în cazul duratelor mari de menținere (fig. 4, *c*).

Efectul favorabil al modificării cu titan + bor + stronțiu este confirmat de proprietățile

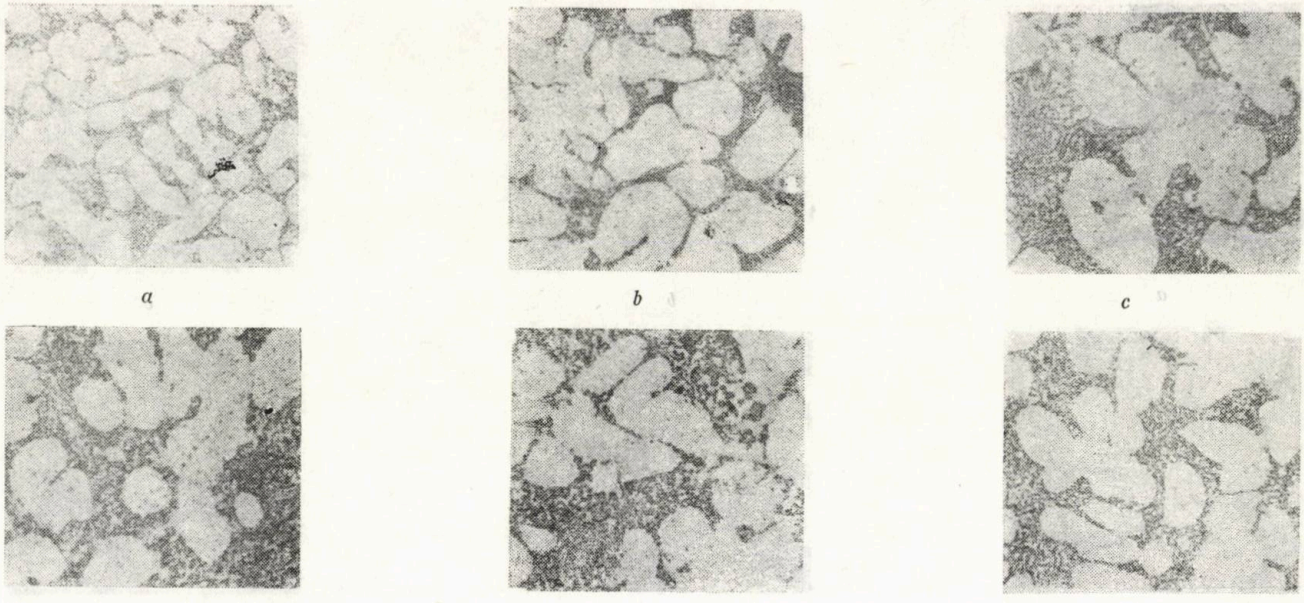


Fig. 4. Influenţa timpului de menţinere la temperatura de turnare asupra structurii microscopice a aliajului ATSi10Mg modificat cu titan + bor + stronţiu: *a* — 60 min; *b* — 120 min; *c* — 240 min; *d* — 30 min; *e* — 60 min; *f* — 240 min

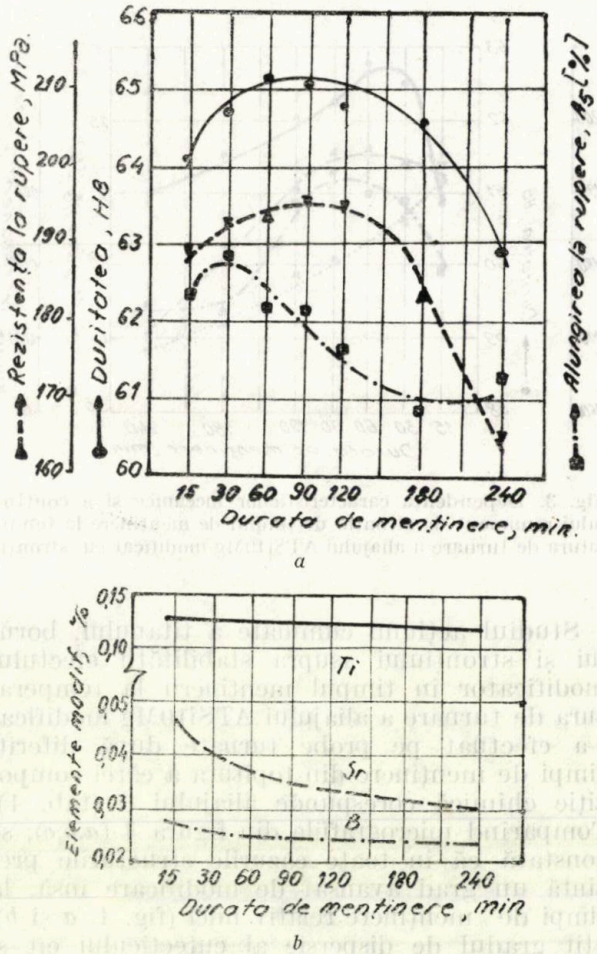


Fig. 5. Dependenţa caracteristicilor mecanice şi a conţinutului remanent de titan + bor + stronţiu de timpul de menţinere la temperatura de turnare a aliajului ATSi10Mg modificat: *a* — variaţia caracteristicilor mecanice; *b* — variaţia conţinutului remanent de titan, bor şi stronţiu modificat: *a* — 30 min; *b* — 60 min; *c* — 240 min. Mărirea 500:1

mecanice ale aliajului ATSi10Mg determinate pe probe prelevate din aliajele turnate după diferiţi timpi de menţinere la temperatura de turnare. Pe baza rezultatelor obţinute au fost trasate curbele de variaţie a caracteristicilor mecanice (fig. 5, *a*) şi curbele de variaţie a conţinutului remanent de elemente modificatoare (fig. 5, *b*) în funcţie de timpul de menţinere a aliajului modificat la temperatura de turnare. Din diagramele reprezentate în figura 6 se observă că în timpul menţinerii la temperatura de turnare titanul şi borul rămîn practic constante în aliaj, iar stronţiul scade, însă pierderea de stronţiu în prezenţa titanului şi borului este mai mică decît în condiţiile în care modificarea se realizează numai cu stronţiu (fig. 3). Caracteristicile mecanice prezintă valori maxime într-un interval de timp de menţinere de 30—90 minute, păstrîndu-se însă ridicate chiar şi la şase ore de menţinere.

Ca şi în cazul modificării cu stronţiu, la modificarea cu titan-bor-stronţiu este necesară o perioadă de timp de aproximativ 15 minute pentru ca modificarea aliajului să se realizeze în condiţii corespunzătoare.

În vederea determinării compatibilităţii dintre stronţiu şi sodiu au fost efectuate cercetări asupra stabilităţii efectului modificator în timpul menţinerii la temperatura de turnare a aliajului ATSiloMg modificat cu titan + bor + + stornţiu + sodiu. În acest caz modificările de structură pot fi observate în micrografiile din figura 4. Se remarcă menţinerea practic constantă în timp a conţinuturilor de titan şi bor spre deosebire de stronţiu şi sodiu, care scad continuu. Viteza de pierdere a sodiului este mult mai mare decît cea a stronţiului şi deci menţinerea proprietăţilor de rezistenţă la

valori ridicate se datorează stronțiului, care se păstrează în aliaj chiar la menținеri de șase ore.

Concluzii

Efectul modificator al sodiului se pierde după un timp de aproximativ 45 minute de menținere a aliajului ATSiloMg la temperatura de turnare.

În cazul modificării cu stronțiu topitura aliajului ATSiloMg poate fi menținută timp îndelungat (6—8 ore) la temperatura de turnare fără ca aceasta să producă modificări apreciabile în structura materialului, proprietățile mecanice ale aliajului fiind apropiate de cele obținute în cazul modificării cu sodiu.

Gradul maxim de modificare, în cazul utilizării ca modificator a stronțiului, se obține după o perioadă de incubație de 30—60 minute de la introducerea modificatorului; după 60 minute de menținere caracteristicile de rezistență și plasticitate ale aliajului modificat cu stronțiu sînt chiar mai ridicate decît valorile maxime ale acelorași caracteristici obținute la modificarea cu sodiu.

Prezența titanului și borului în aliajul ATSiloMg modificat cu stronțiu are efect favorabil asupra structurii, iar proprietățile mecanice (în special duritatea) sînt superioare celor obținute în cazul acțiunii singulare a sodiului sau stronțiului.

Între titan, bor, stronțiu și sodiu nu se observă fenomene de incompatibilitate, dar modificarea aliajului ATSiloMg cu titan+bor+ +stronțiu+sodiu nu se justifică economic sau tehnologic deoarece, pe lîngă creșterea importantă a prețului de producție a aliajului, nu se obțin nici proprietăți mecanice superioare celor obținute în cazul modificării cu titan+ +bor+stronțiu.

REVISTA REVISTELOR

Metallurg, U. R. S. S., nr. 1, 1987

Dezvoltarea și reutilarea tehnică a siderurgiei, p. 2 — Dezvoltarea bazei materiale și utilizarea complexă a minereurilor, p. 8 — Reconstrucția și reutilarea tehnică — principala direcție de reînnoire a fondurilor de bază, p. 8 — În condițiile reconstrucției și ale accelerării, p. 10 — Solicitare maximă a tehnicii miniere, p. 10 — Îmbunătățirea calității metalului — direcție principală a progresului tehnico-științific, p. 14 — Creșterea rolului institutelor de ramură, p. 15 — Comsomoliștii și tineretul în lupta pentru progresul tehnic în metalurgie, p. 16 — Cosmosul și metalurgia, p. 17 — Economie și spirit de chibzuință la fiecare loc de muncă, p. 18 — Metalurgiștii Kazahstanului luptă pentru economisirea resurselor materiale, p. 18 — Întrecerea socialistă — cea mai importantă sursă de creștere a ritmurilor de dezvoltare economică, p. 21 — Întrecerea socialistă în acțiune, p. 22 — Dezvoltarea inițiativei de creștere a sarcinilor de producție în anul 1986 cu 1%, p. 24 — Aportul inventatorilor și a raționalizatorilor la creșterea eficienței producției, p. 24 — Principalele direcții de lucru în noile condiții de gospodărire, p. 26 — Gospodărie chibzuită în fiecare colectiv de muncă, p. 26 — Obținerea unei înalte productivități a muncii, p. 30 — Atenție deosebită protecției muncii femeilor, p. 37 — Activitatea comitetului profesional în vederea protecției mediului ambiant, p. 38 — Dotarea muncitorilor cu mijloace de protecție individuală, p. 38 — Pentru sănătatea și siguranța muncii, p. 41 — O atenție sporită nivelului tehnic al producției, p. 42 — Cantina muncitorească, p. 44 — O mare atenție serviciilor pentru femei, p. 45 — Un trai sănătos fiecărui muncitor, p. 47 — Dezvoltarea gospodăriilor auxiliare în întreprinderi, p. 48 — Activitatea privind profilaxie și reducerea numărului de îmbolnăviri la combinat, p. 49 — Reducerea pierderilor de timp productivi, p. 50 — Activitatea sanatoriilor în vederea menținerii și îmbunătățirii sănătății muncitorilor, p. 51 — Îmbunătățirea sănătății minerilor — rezervă importantă a muncii de mare productivitate, p. 52 — Grija față de copiii, p. 52 — Planuri de dezvoltare socială a colectivelor sub controlul comitetelor de sindicat, p. 54.

Neue Hütte, R. D. G., nr. 11, 1986

Stadiul și tendințele de dezvoltare ale tehnologiilor moderne de tratament termic, p. 401 — Combinația carbonitrurare/călire cu laser — o nouă variantă a tratamentului termic al straturilor superficiale, p. 407 — Călire omogenă cu fascicul laser prin oscilația fasciculului de înaltă frecvență, p. 414 — Încercări asupra comportării la revenire a oțelului 90 $SiCr_5$ călit cu laser, p. 418 — Un nou principiu de producere a straturilor multiple cu rezistență la uzură, p. 423 — Călirea cu laser a suprafeței elementelor de construcție, p. 420 — Compararea comportării la uzură a straturilor dure, p. 428 — O metodă simplă pentru controlul calității prin mecanica ruperii materialelor cu tenacitate ridicată, p. 435.

Neue Hütte, R. D. G., nr. 12, 1986

Utilizarea rezervelor de rezistență ale oțelurilor de construcții prin introducerea a două grupe de rezistență, p. 441 — Considerații privind aprecierea calității și atestarea produselor industriei siderurgice a U. R. S. S., p. 444 — Utilizarea economică a materialelor prin valorificarea optimă a proprietăților materialelor, p. 447 — Comportarea la fluaj a oțelurilor refractare 12CrMoV4.3 și 12Ch1MF, p. 450 — Considerații privind creșterea siguranței ansamblurilor suprasolicitate din centralele energetice, p. 453 — Soluții raționale pentru creșterea siguranței și disponibilității instalațiilor datorită ungerii cu unsoare consistentă, p. 454 — Probleme actuale ale zincării prin cufundare continuă a sîrmei de oțel, nealiate, p. 460 — Analiza termodinamică a procesului de încălzire a încărcăturii metalice, p. 464 — Din lucrările grupei sovietice speciale de cercetări metalurgice privind îmbunătățirea calității produselor, p. 468 — Tehnica turnării în cadrul Secției de metalurgie și studiul materialelor a facultății Bergakademie Freiberg, p. 469.

Metode fizice utilizate pentru creşterea capacităţii de liere a soluţiilor de silicat de sodiu întrebuinţate la fabricarea miezurilor şi formelor

Dr. chim. E. Cohn, fiz. S. Crăciun, ing. N. Filip şi ing. Cornelia Ioneseu
ICSITPSCM — Bucureşti

CZ: 621.742:621.743

Unele studii efectuate au arătat că se poate realiza o capacitate sporită de liere a silicatului de sodiu dacă acest produs este tratat cu ultrasunete, introdus în cîmp magnetic, în cîmp electric, sau dacă miezurile şi formele sînt tratate cu microunde.

Aceste metode fizice ridică capacitatea de liere a soluţiilor de silicat, realizîndu-se rezistenţe crescute, ceea ce permite scăderea proporţiilor de silicat de sodiu utilizate la fabricarea miezurilor şi formelor, aducînd economii importante la preţul de cost al pieselor turnate şi uşurînd dezbaterea miezurilor după turnarea pieselor.

În lucrarea de faţă se prezintă rezultatele obţinute prin utilizarea unor soluţii de silicat de sodiu supuse operaţiei de ultrasonare şi acelea obţinute prin tratarea silicatului de sodiu cu cîmp magnetic.

Soluţiile de silicat de sodiu utilizate ca lianţi de turnătorie sînt soluţii apoase de electroliţi.

Undele ultrasonore sînt unde elastice cu frecvenţe care depăşesc 20 000 Hz [1], [2].

Acţiunea undelor sonore asupra soluţiilor apoase de electroliţi produce efecte chimice ca oxidări, reduceri, sinteze, poate intensifica desfăşurarea unor reacţii sau declanşa reacţii, creîndu-se condiţii de continuare a lor şi după încetarea ultrasonării [1] — [3].

Reacţiile chimice se desfăşoară în urma interacţiunii radicalilor liberi cu atomi şi molecule din vecinătatea lor.

Undele de şoc care rezultă în procesul de ultrasonare provoacă şi creşteri locale de temperatură, care pot atinge valori ridicate datorită compresiunilor mari (pînă la 10^9 N/cm^2) şi care influenţează de asemenea reacţiile chimice în soluţiile de electroliţi [2] — [4].

Mulţi cercetători consideră că efectul ultrasunetelor asupra apei este asemănător cu acela produs de radiaţiile ionizante asupra apei sau soluţiilor apoase.

Dacă unei molecule de apă i se transmite o cantitate de energie acustică, din moleculă este smuls un electron, rezultînd o moleculă de apă ionizată :

$$H_2O \rightarrow e^- \rightarrow H_2O^+$$

din care rezultă :

$$H_2O^+ \rightarrow H^+ + OH^-$$

sau are loc reacţia :

$$H_2O \rightarrow H^+ + OH^-$$

Traiectoria electronului depinde de energia acustică transmisă moleculei. Electronul în drumul său se poate alipi fie de alte molecule, dînd naştere la ioni negativi, fie de H^+ formînd hidrogen atomic :

$$H^+ + e^- \rightarrow H$$

$$H + H \rightarrow H_2$$

Reacţiile cu participarea radicalilor OH conduc la următoarele reacţii :

$$OH + OH \rightarrow H_2O + O$$

$$2O \rightarrow O_2$$

În cazul soluţiilor apoase de silicat de sodiu se poate aprecia că din moleculă se desprind sub influenţa undelor doi electroni :

$$SiO_3Na_2 \rightarrow 2e^- \rightarrow SiO_3Na_2^{2+}$$

din care rezultă :

$$SiO_3Na_2^{2+} \rightarrow 2Na^+ + SiO_3$$

sau are loc reacţia :

$$SiO_3Na_2 \rightarrow 2Na^+ + SiO_3^{2-}$$

Electronii întîlnesc în drumul lor ionii de sodiu :

$$Na^+ + e^- \rightarrow Na$$

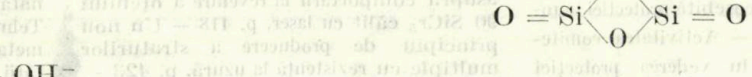
$$Na + Na \rightarrow Na_2$$

Reacţiile cu participarea radicalilor SiO_3 duc la :

$$SiO_3 + SiO_3 \rightarrow Si_2O_4 + 2O$$

$$2O \rightarrow O_2$$

Compusul de siliciu format are structura :



Apariţia în soluţia electrolitică a unui mare număr de ioni ca Na^+, OH^-, H^+, SiO_3^{2-} şi a unor radicali liberi ca SiO_3, OH, H duce la

accelerarea reacţiilor chimice atît între molecule, cît şi cu bioxidul de carbon introdus în reacţie şi provoacă creşterea conductibilităţii electrice a soluţiilor.

După încetarea ultrasonării, conductibilitatea electrică a soluţiei descreşte treptat, tinzînd spre valoarea iniţială. Timpul de revenire depinde de natura soluţiei şi de intensitatea acustică la care a fost supusă.

În general, se constată menţinerea conductibilităţii electrice a soluţiei la o valoare mai mare decît jumătatea creşterii provocate de ultrasunete, timp de 20—40 de ore după ultrasonare, ceea ce permite aplicarea în practică a acestei metode, însă în acest caz este necesară utilizarea miezurilor obţinute în scurt timp de la fabricare, în procesul de turnare.

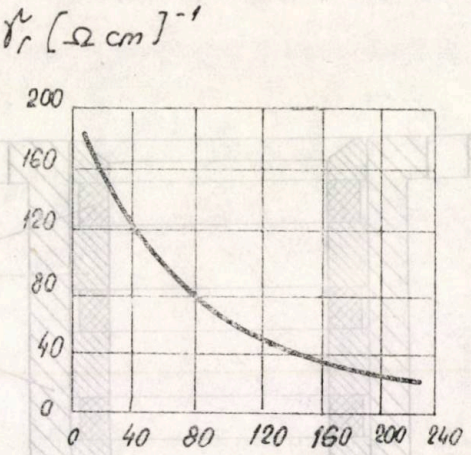


Fig. 1. Descreşterea conductibilităţii electrice a unei soluţi SO_4Zn 20% ultrasonată

În figura 1 se prezintă descreşterea conductibilităţii electrice a unei soluţii de SO_4Zn 20% ultrasonată timp de şase minute ($\gamma = 1$ MHz, $I = 1{,}15$ W/cm^2), în funcţie de timpul scurs de la încetarea ultrasonării.

Conductibilitatea electrică relativă $\gamma_r = \frac{\gamma_u - \gamma_0}{\gamma_0}$ este indicată pe ordonată în procente, γ_u fiind conductibilitatea soluţiei ultrasonate, iar γ_0 — conductibilitatea soluţiei neultrasonate [2], [5], [6].

Se constată că conductibilitatea soluţiei scade în permanenţă în funcţie de timpul de depozitare a soluţiilor.

Încercările efectuate de ultrasonare (tratamentul cu ultrasunete) a soluţiei de silicat de sodiu folosite la fabricarea miezurilor au arătat că se realizează o rezistenţă mai mare, ceea ce permite reducerea proporţiilor de silicat de sodiu pînă la 4%, faţă de greutatea totală a amestecului.

Pentru ultrasonare s-a folosit generatorul de ultrasunete tip GUS—200, destinat pentru alimentarea transductoarelor de ultrasunete de tip magnetostrictiv cu prepolarizare magnetică iniţială, avînd puterea de 200 W.

Acest generator poate fi utilizat la activarea cu ultrasunete a soluţiilor şi este prezentat schematic în figura 2.

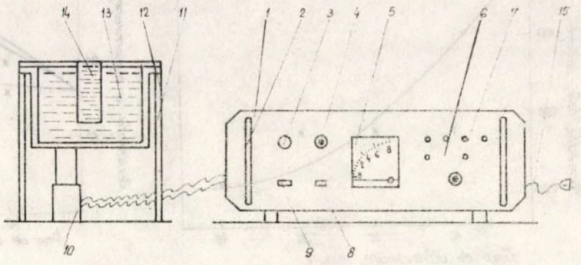


Fig. 2. Dispozitiv cu baie de ultrasonare: *1* — placă; *2* — mîner; *3* — bec indicator; *4* — reglaj frecvenţă; *5* — indicator de sarcină; *6* — bloc suprasarcină; *7* — reglaj putere; *8* — control automat al frecvenţei; *9* — întrerupător reţea; *10* — transductor; *11* — carcasă; *12* — baie ultrasonare; *13* — mediu transmitere vibraţii; *14* — lichid ultrasonat; *15* — cablu de alimentare

Amestecurile de formare respective au fost preparate la un malaxor de laborator de patru kg, folosindu-se nisip de Aghireş şi adăugîndu-se silicat de sodiu în proporţie de 6%, întărirea efectuîndu-se prin insuflare de CO_2.

Nisipul de Aghireş utilizat a prezentat granulaţia indicată în tabelul 1.

Tabelul 1

Sita nr.	1	0,6	0,3	0,2	0,1	0,06	TAVA
Granulaţie, %	0	0,10	15,40	39,80	38,70	4,90	0,3

Componenta levigabilă a fost de 0,6%. Silicatul de sodiu utilizat a prezentat densitatea de 1,49 g/cm^2 şi un raport SiO_2/Na_2O de 2,52.

Bioxidul de carbon a fost insuflat timp de 30 secunde la o presiune de 1,5 atmosfere.

Ultrasonarea soluţiilor de silicat de sodiu s-a efectuat la diferite frecvenţe, constatîndu-se că rezistenţele la compresiune ale epruvetelor obţinute cresc cu atît mai mult cu cît frecvenţa undelor este mai ridicată.

S-a studiat mai întîi efectul timpului de ultrasonare asupra rezistenţelor la compresiune, tracţiune şi permeabilităţii epruvetelor confecţionate.

În figura 3 se arată influenţa timpului de ultrasonare (frecvenţa de 55 kHz) asupra permeabilităţii epruvetelor. Se constată că permeabilitatea amestecurilor scade cu atît mai mult cu cît timpul de ultrasonare este mai mare (fig. 3, *a*).

Rezistenţa la compresiune a epruvetelor în funcţie de timpul de ultrasonare este prezentată în figura 3, *b*, iar rezistenţele la tracţiune în figura 3, *c*.

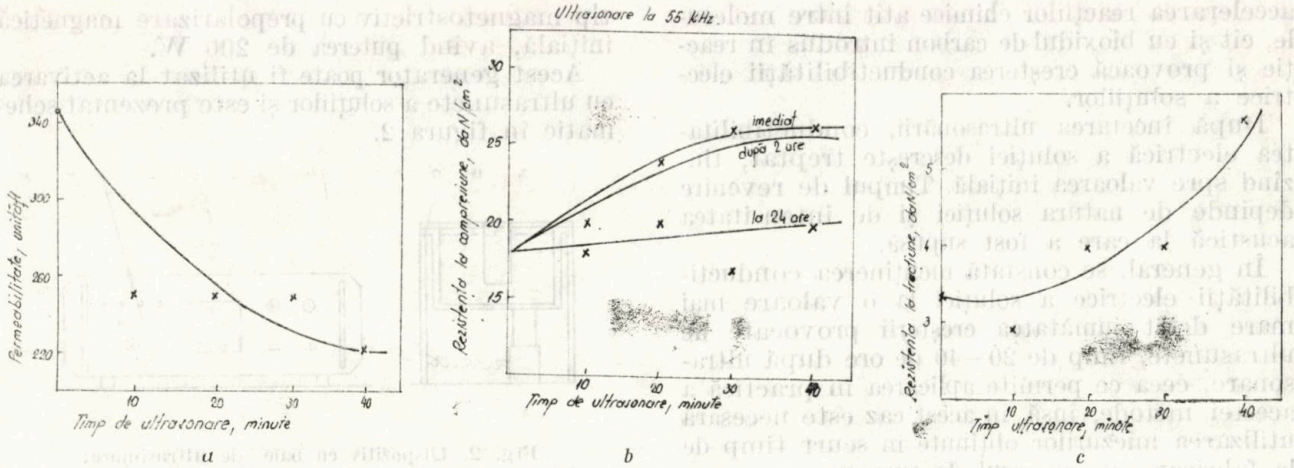


Fig. 3. Influența timpului de ultrasonare asupra permeabilității epruvetelor (*a*, *b*, *c*)

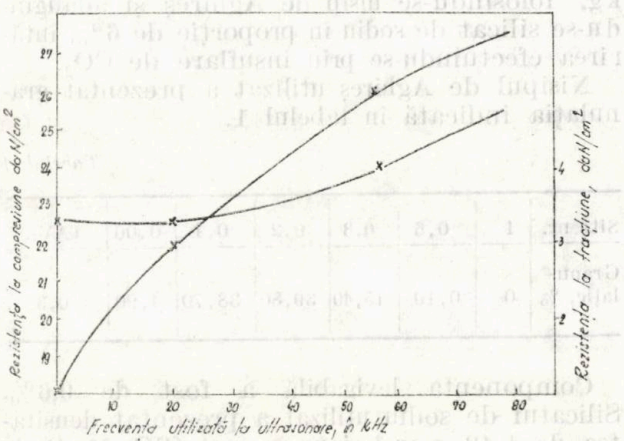


Fig. 4. Frecvența utilizată la ultrasonare

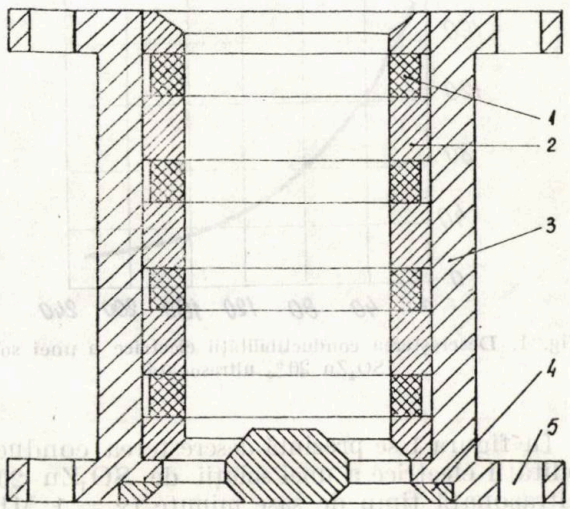


Fig. 5. Dispozitiv de magnetizare a soluțiilor apoase: *1* — magnet permanent; *2* — distanțier; *3* — corp; *4* — capac de fund; *5* — flanșă

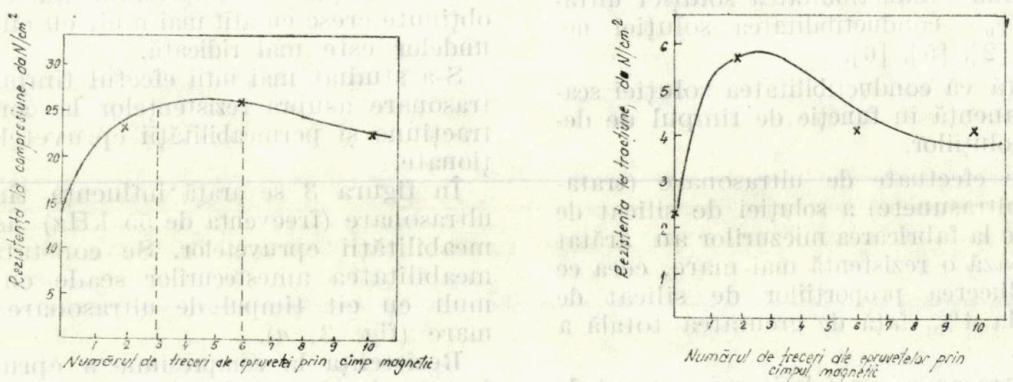


Fig. 6. Numărul de treceri ale epruvetelor prin cîmp magnetic (*a*, *b*)

Se constată că rezistențele cresc în funcție de timpul de ultrasonare, care a variat între 10 și 40 minute.

În cazul rezistențelor la compresiune s-a constatat că valorile crescute realizate (25 daN/cm² în comparație cu 18 daN/cm²), se mențin după două ore, dar revin la normal după 24 ore de la ultrasonare, ceea ce indică faptul că miezurile pot fi folosite cîteva ore după ce au fost confecționate.

Frecvența cu care se efectuează ultrasonarea constituie un element important, așa cum s-a amintit mai sus, rezistențele epruvetelor fiind cu atît mai ridicate cu cît frecvența este mai mare (fig. 6).

În general, se constată că aplicarea ultrasonării poate duce la o creștere a rezistențelor cu aproximativ 30%, ceea ce permite scăderea proporțiilor de silicat de sodiu utilizate la 4—4,5% față de greutatea totală a amestecului, realizîndu-se astfel și o dezbatere mai bună a miezurilor după turnarea pieselor. Rezultate similare s-au obținut și prin tratarea soluțiilor de silicat de sodiu cu cîmp magnetic.

Dispozitivul de magnetizare utilizat la tratarea soluțiilor de silicat de sodiu este prezentat în figura 5.

Epruvetele au fost confecționate folosindu-se amestecurile de formare preparate cu nisip de Aghireș și silicat de sodiu, cu caracteristicile indicate anterior.

Timpul de insuflare a bioxidului de carbon și debitul au fost aceleași ca în cazul epruvetelor tratate cu soluție de silicat ultrasonată (indicate mai sus).

S-au trecut de mai multe ori prin cîmp magnetic soluțiile de silicat de sodiu utilizate la confecționarea epruvetelor.

Rezistența la compresiune a epruvetelor confecționate în funcție de numărul de treceri prin cîmp magnetic este prezentată în figura 6, *a*.

Se constată că valorile cele mai ridicate se realizează la o trecere de 3—5 ori prin cîmp magnetic.

Același efect se observă în cazul determinării rezistențelor la tracțiune ale epruvetelor confecționate din amestecuri cu silicat de sodiu tratat în cîmp magnetic (fig. 6, *b*).

Se constată că rezistențele cresc în cazul tratării în cîmp magnetic cu aproximativ 30%, ceea ce permite scăderea cantităților de silicat de sodiu utilizate la confecționarea miezurilor și formelor pînă la 3—4%.

În concluzie, se poate afirma că aplicarea metodelor fizice de tratare a silicatului de sodiu utilizat la prepararea amestecurilor de formare necesare la fabricarea miezurilor și formelor, cu ultrasunete și cu cîmp magnetic, duce la creșteri ale rezistențelor care permit scăderea consumului de silicat de sodiu cu aproximativ 2%, realizîndu-se astfel o îmbunătățire a dezbaterii miezurilor după turnarea pieselor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Drăgan O., Iancu C. ș. a. Ultrasunete de mari energii. București, Ed. Acad. R. S. R. — 1963

[2] Gavrilă I. Ultrasonarea acumulatoarelor electrice — Ed. Științifică și Enciclopedică, București, 1985

[3] Crawford A. E. — Technique des ultrasons — Ed. Dunod, Paris, 1959

[4] Făcăoaru I., Negoiță C., Bernath A. — Măsurări și control cu ultrasunete. București, Ed. tehnică, 1965

[5] Gavrilă I., Ionașcu N. — Acțiunea ultrasunetelor asupra pilelor de concentrație. În: Fizică—Chimie R. S. R., seria A, nr. 10, 1966, p. 376

[6] Hasinski M., Klein R., — Recherches sur la sonolyse de l'eau et des solutions aqueuses. În: J. Chim. Phys. Franța, tom 65 1968, p. 326

[7] Jelinek P., Petricova R., Hehnel U., Flemming E. — *Möglichkeiten der Modifizierung von Wasserglaslösungen, durch Magnetfeld und Ultraschallbehandlung und praktische Erfahrungen bei der Anwendung von magnetbehandelten Wasserglaslösungen in der CSSR* (Teil I) În: Giessereiteennik, R. F. G., 27, Nr. 12, 1981, p. 370—373

REVISTA REVISTELOR

Iz. VUZ. Ciornaia metallurghiia, U. R. S. S., nr. 12, 1986

Calculul energiei de atomizare în sistemele de silcaţi care conţin ioni de calciu, aluminiu sau bor, p. 1 — Rolul proceselor de descompunere în formarea stării de tensiune a aglomeratelor wustitomagnetitice, p. 5 — Izotermele sorbţiei din sistemul strat-flux filtrant de gaz, p. 7 — Reducerea concentratelor feroase de Lisakovsk în strat dens în mişcare, p. 10 — Construcţia, compoziţia şi cauzele formării crustelor aderente în cuptoarele tubulare pentru arderea oxidantă a peletelor din minereu de fier, p. 13 — Determinarea consumului de cocs la topirea în furnal, în funcţie de temperatura vetrei, p. 18 — Natura fisurilor de suprafaţă longitudinale ale sleburilor turnate continuu, p. 22 — Reacţiile în oală în sistemul metal-zgură, p. 27 — Utilizarea argonului la îmbunătăţirea indicatorilor de prelucrare a fontei cu vanadiu, prin procedeul duplex de convertizor, p. 32 — Termochimia proceselor de oxidare cu oxigen în cuptoarele de topire a oţelului cu vatră a reziduurilor de fontă şi carburanţilor de fontă şi carburanţior solizi, p. 35 — Modelarea termodinamică a proceselor de topire în convertizor, p. 38 — Estimarea volumului de sulfuri al zgurelor cu conţinut ridicat de titan rezultate de la cuptoarele electrice, p 43 — Modificarea formei capetelor benzii la laminarea în cajă universală, p. 45 — Optimizarea proceselor de prelucrare a metalelor cu presiune, conform criteriului complex de calitate, p. 47 — Degradarea oţelului pentru şine la solicitare complexă, p. 50—Difuziunea sulfului în titan şi aliajele sale, p. 52 — Dependenţa dislocării stabilizante la limita antifazică de tipul 1/2< 110> [111], de gradul de ordonare în aliajele cu suprastructură L_{12}, p. 55 — Influenţa prelucrării cu metale rare şi metale alcalino-pămîntoase asupra incluziunilor nemetalice, structurii dendritice şi caracterului ruperii oţelurilor turnate cu conţinut scăzut de carbon, p. 59 — Îmbunătăţirea complexului de proprietăţi ale oţelului 37HNZA prin metoda dublei căliri, p. 64 — Transformările fazice din incluzunile nemetalice în cazul tratamentului termic al oţelului, p. 67— Studierea deformării cristalizorului de cupru la turnarea continuă, p. 71 — Cinetica încălzirii formelor cojii armate, prin topirea modelelor, p. 76 — Cercetarea cineticii grafitizării fontelor cu azot hidrogenizate, p. 79 — Model diagnostic — informaţional pentru conducerea proceselor tehnologice din secţia de oţelărie, p. 82 — Cercetarea stabilităţii termice a materialelor metaloceramice folosite ca acoperire de protecţie a lingotierelor, p. 86 — Modificarea regimului de temperaturi de ardere a gazului în stratul de pelete de minereu de fier, la alimentarea amestecului gaz-aer pe jos, p. 90— Metodica de calcul al parametrilor principali ai regeneratoarelor compacte, p. 92 — Studierea cineticii procesului de prăjire a minereului de siderită, p. 96 — Influenţa parametrilor geometrici ai cuptorului asupra intensităţii şi uniformităţii schimbului de căldură dintre jet şi suprafaţa plană, p. 99 — Studierea dinamicii procesului de metalizare a peletelor în cuptorul cuvă, p. 105 —Folosirea termodinamicii de neechilibru la analiza proceselor de autoorganizare în agregatele metalurgice, p. 110 — Cercetarea eficienţei algoritmilor de repartizare a materialelor între buncăre, p. 115 — Dinamica repartizării materialelor pulverulente pe conul distribuitorului şarjei de la aparatul de încărcare fără con de tip VNiimetmaş, p. 119 — Optimizarea parametrilor sistemelor multimase de la liniile principale ale laminoarelor, p. 122 —Modelul vectorial-matricial al sistemului cu legături multiple de la dispozitivul electrohidraulic de strîngere, p. 126 — Reducerea solicitărilor dinamice asupra pieselor maşinii de rupere a ţevilor de laminorul 159 — 529, p. 130—Calculul şi cercetarea mecanismelor hidraulice de urmărire de la alungirea lingorilor, p. 134 —Clasificarea staţionărilor la secţiile de laminare,p. 139 — Infuenţa adaosurilor de oxizi asupra capacităţii de sulfuri a zgurelor alumino-calcaroase, p. 143—Coagularea gradientului radial de incluziuni nemetalice şi urmările ei, p.144 — Aprecierea rezultatelor industriale de tratare a metalului cu magneziu pe baza datelor, aboratorului de cercetare, p. 145 — Neomogenitatea stării de tensiune a microstructurii, p. 148 — Cercetarea şi perfecţionarea regimului termic al secţiei de reîncălzire a agregatului de recoacere continuă, p. 149 — Infuenţa componenţei de convecţie a schimbului de căldură asupra asimilării căldurii de către metal, în cuptoarele de încălzire, p. 150.

Giesserei R. F. G., nr. 22, 1986

Dezvoltări mai recente ale procedeului de compactare şi maşini pentru formarea în forme cu nisip crud, p. 637 — Compactarea fluidizată prin impulsuri a formelor de turnare crude,p. 643 — Printr-o raţionalizare eficientă se ajunge la creşterea productivităţii şi la un randament mai bun al turnătoriei de fontă Selzach AG, p. 651 — Sinteză bibliografică anuală asupra materialelor de formare (urmare 23) Partea a 2-a: Procedee de formare cu materiale de formare, neliate cu argilă; adaosuri şi materiale pentru acoperire, p. 656 — Sinteză bibliografică anuală asupra materialelor de formare (urmare 23) — Partea a 3-a: Procedee de control, defecte de turnare datorate materialelor de formare, p. 662.

Giesserei, R. F. G., nr. 24, 1986

O nouă posibilitate pentru transportul economic al amestecului de formare, p. 701 — Echipamentul unei linii tehnologice pentru tratamentul ulterior al pieselor brut turnate la staţia de dezbatere şi atelierul de şlefuit, p. 706 — Sinteză bibliografică anuală: Turnătoria cu sistem integrat complex (urmare 12), p. 709.

Giesserei, R. F. G., nr. 25/26, 1986

Corelaţii metalurgice a topirea fontei de turnătorie în scopul evitării defectelor de turnare, p. 735— Topirea calitativă a fontei de turnătorie p. 739 — Contribuţie a dezoxidarea oţelului turnat. Concluzii, p. 742 — Analiza cheltuielilor pentru curăţaera pieselor turnate din oţel. Cauze ş măsuri. Partea a 6-a: Atelerul de curăţare, p. 748 — Ziua siderurgiei 1986, p. 750— Sinteză bibliografică anuală asupra turnării sub presiunie (urmare 23) — Partea 1, p. 753—Sinteză bibliografică anuală asupra procedeelor de analiză chimică, p. 757.

Giesserei, R. F. G., nr. 1, 1987

Fabricarea pieselor turnate în serie mare prin procedeul de turnare în formă cu modele pierdute din polistiren expandat, p. 4 — Sistem integrat de comandă a proceselor, pentru cubilouri, p. 13 — Cubilou automatizat cu distribuitor-dozator de fontă-separator de zgură automat, p. 19 — Utilizarea calculatorului CIM în viitor şi în turnătorii, p. 25 — Sinteză bibliografică anuală asupra fontei maleabile (urmare 24).

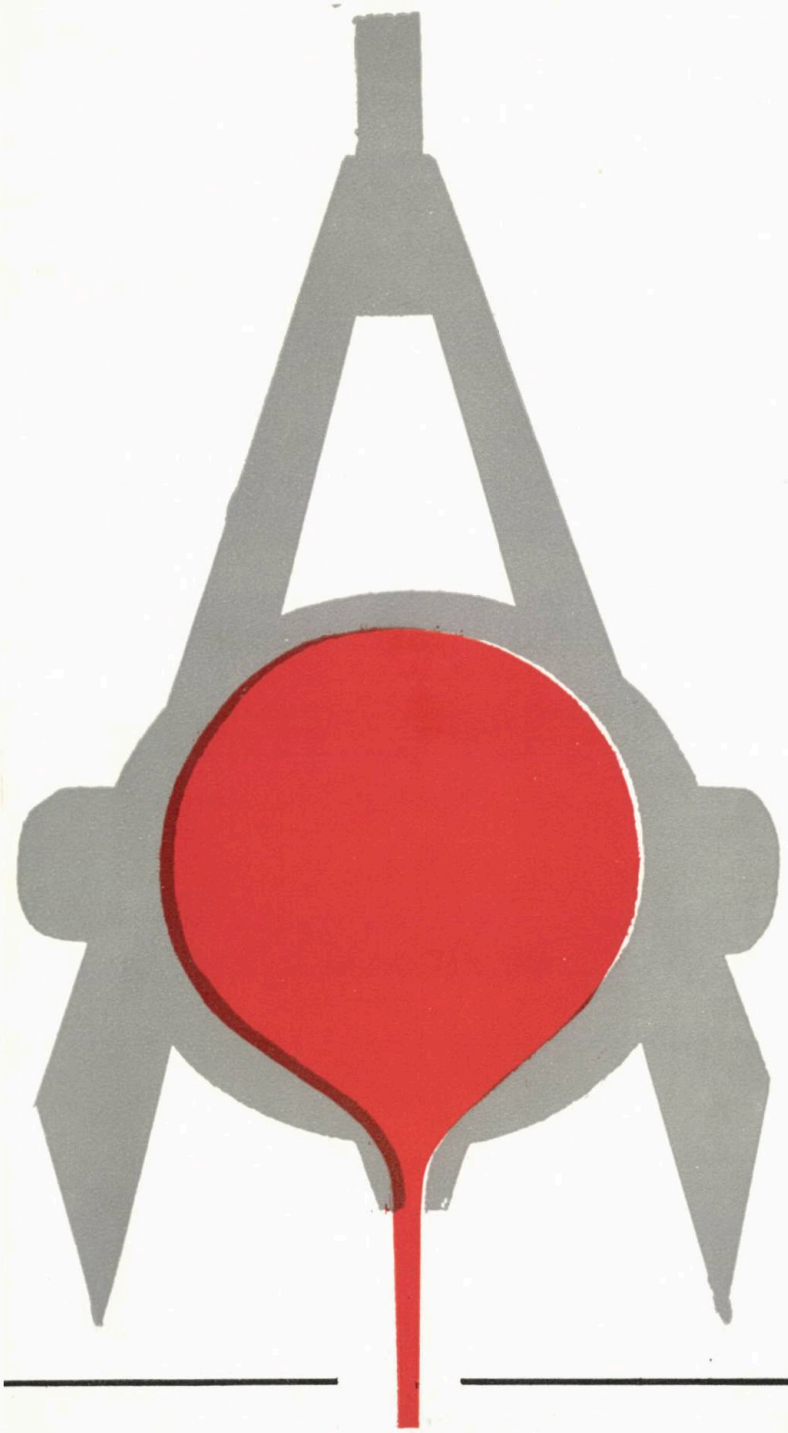
Giessereitechnik, R. D. G., nr. 11, 1986

Regenerarea mecanică a amestecurilor limite, p. 331—Călirea şi revenirea oţelului luareaefectului de dezoxidare a oţelului turnat Cr-Ni, p. 339 —Utilizarea materialelor auxiliare ceramice la turnarea aluminiului şi aliajelor sale, p. 342 — Calcularea tensiunilor interne ale unui volant, p. 343— Prelucrarea şi utilizarea caracteristicilor stimulatoare de evaluare a productivităţi şi formele de retribuire a muncii în turnătorii, p. 346 — Reducerea directă a minereurilor — scurt istoric şi mecanismul de reacţie, p 349 — Ştiri, p. 353, Sesiuni, p. 356.

BIBLIOTECA CENTRALĂ A INSTITUTULUI POLITEHNIC TIMIŞOARA

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

1988 JAN 2 8

E 3280

KOHÁSZAT

METALURGIA

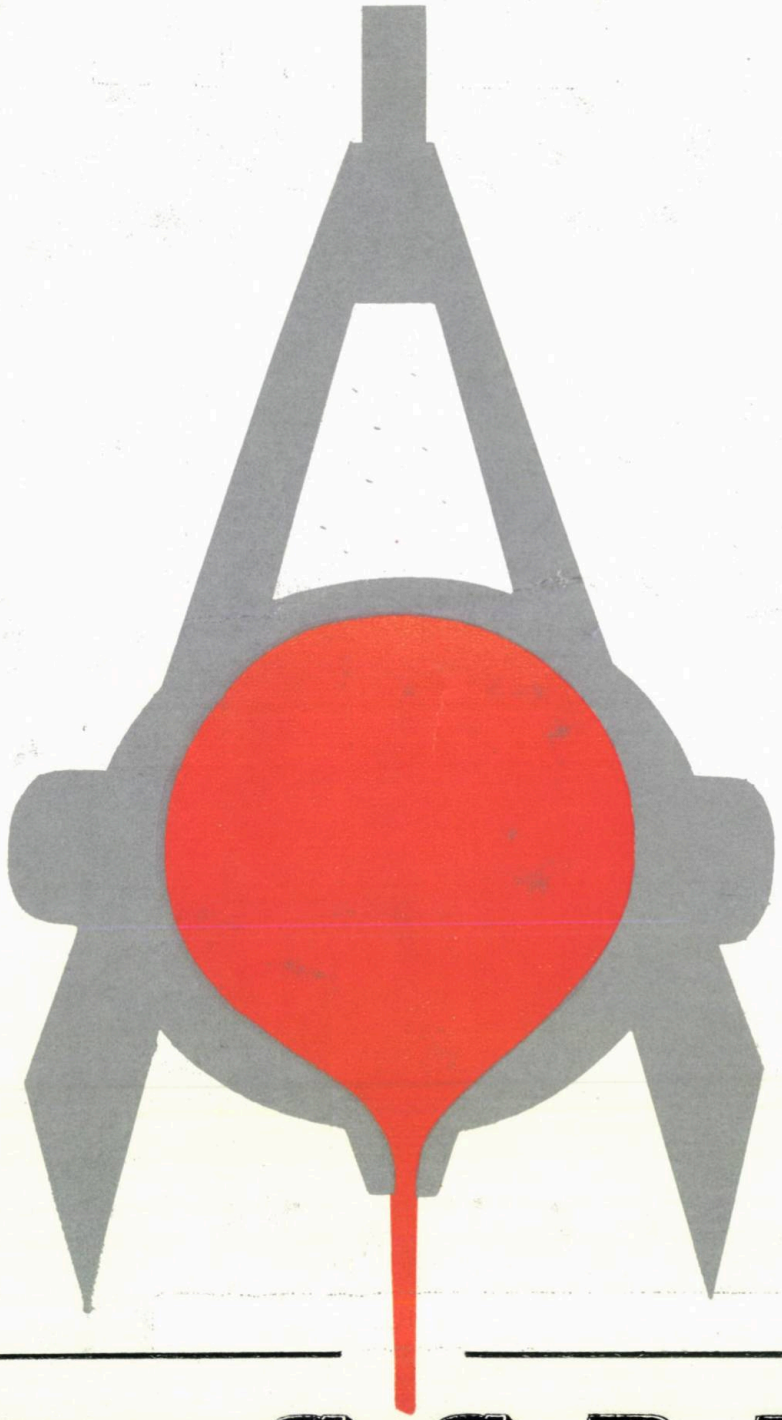
R 1987 AUG 06

6

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXIX • NR. 6 • IUNIE 1987

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

METALURGIA

Anul 39 Nr. 6 Iunie 1987

CUPRINS

Dijmărescu, A. şi *Urseanu, A.*: **Fabricarea aglomeratului cu bazicităţi cuprinse între 4,5 şi 8,2** 245

Mustaţă, C. T.: **Consideraţii asupra creşterii gradului de asimilare a aluminiului la dezoxidarea şi alierea oţelurilor de convertizor** 248

Taţian, C. şi *Ogîrlaci, C.*: **Consideraţii privind căptuşelile monolitice acide ale oalelor de turnare** . . . 253

Cazimirovici, E. şi *Târcolea, M.*: **Cercetări privind tragerea ţevilor capilare pe dorn deformabil** . . . 256

Georgescu, Al., Năsui, V. şi *Duţu, Gh.*: **Contribuţii la studiul şi testarea capacităţii de lubrifiere a unsorilor plastice** 259

Ielciu, M. şi *Szilágyi, P.*: **Metoda de calcul asistată de calculator a turaţiilor cajelor laminoarelor de reducere la cald a ţevilor** 261

Chircă, D., Suciu, Valerica şi *Suciu, M. V.*: **Cercetări privind efectul de modificare a unor adaosuri de microaliere asupra proprietăţilor mecanice ale aliajelor de aluminiu** 264

Aloman, A.: **Metalurgia metalelor pure şi a materialelor semiconductoare** 267

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N. şi *Popescu Gabriela*: **Corelaţia dintre proprietăţile termodinamice şi procesele de elaborare şi turnare a aliajelor speciale pe bază de aluminiu** 269

Isac, Mihaela şi *Răducanu, Doina*: **Consideraţii privind modelarea reologică a comportării la deformarea plastică a materialelor metalice** 273

Nicola, M. şi *Hoblea, T.*: **Experimentări privind utilizarea deşeurilor de carbură de siliciu la elaborarea fontei în cuptoare cu inducţie şi în cubilou** . . . 277

Sofroni, L. şi *Ripoşan, I.*: **Consideraţii privind perfecţionarea tehnologiei de elaborare a fontei în cubilou în vederea utilizării cocsului mărunt de calitate inferioară** 281

Albiţă, Gh., Rădulescu, M., Şaban, R. şi *Suciu, M. V.*: **Optimizarea compoziţiilor chimice ale fontelor cenuşii de înaltă rezistenţă** 291

Munteanu, Al. **Cercetări privind influenţa unor tratamente preliminare diferite asupra deformării la cementare a oţelului 17CrNiMo6** 293

REVISTA REVISTELOR.... 252, 255, 263, 276, 280, 290

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă. P. O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Președintele colegiului de redacție prof. dr. ing. L. SOFRONI

Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon: 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament: lei 180 anual. Costul unui exemplar: lei 15. Tiparul — Intreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I. P. „Informația"—c. 1224

CONTENTS

DC : 622.785

Dijmărescu, A. and *Urseanu, A.* : **Manufacturing of 4,5—8,2 basicity sinter**

The paper presents the industrial trials for the manufacturing of 4,5—8,2 basicity sinter : the characteristics of the mixture which has been used, the parameters of sintering process, the sinter quality.

Furthermore, the authors present the utilization fields of this sinter.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 245—247

DC : 669.184.146

Mustață, C.T. : **Considerations on the increase of aluminium assimilation in BOF steel deoxidation and alloying**

The present paper analyse the possibilities of increasing the assimilation of aluminium in the steel bath for BOF steels, while presenting a method and a device for aluminium addition in the ladle during the tapping operation.

The author studies the influence of steelmaking parameters on aluminium assimilation.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 248—252

DC : 621.746.32

Tuțian, C. and *Ogîrlici, C.* : **Considerations on the acide monolytical lining of casting ladles**

The large scale use of acid linings was extended due to their technical and economic advantages.

The paper presents the characteristics of Popești-Mihăiești sand used to the manufacturing by stamping of monolytical linings for casting ladles.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 253—255

DC : 621.778 : 669—462

Cazimirovici, E. and *Târcolea, M.* : **Researches on capillary tube drawing on a deformable mandrel**

The authors present the results of the researches carried out with a view to establishing a deformable mandrel drawing technology for austenitic stainless steel capillary tubes. The diagrams allow to calculate the drawing schedule with a view to establishing the drawing technology.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 256—258

DC : 621.891.23

Georgescu, Al., Năsui, V. and *Dufu, Gh.* : **Contributions to the study and the trial of the lubrication capacity of plastic grease**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 259—260

DC : 621.77.016.2 : 681.32

Ielciu, M. ans *Szilágyi, P.* : **Computer-assisted method for the calculation of the hot tube sinking rolling stand rotations**

Starting from the theoretical basis of the hot reducing process from the papers mentioned in the literature, the authors draw up a practical method for the calculation of rotations, a method which has been experimented in the Tube Enterprise.

The importance of the method lays in the fact that, being based on a strict theoretical basis, may be applied to any hot sinking rolling mill, by replacing the experimental and empirical methods used up to now.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 261—263

DC : 669.715 : 621.746

Chircă, D., Suciu, Valerica and *Suciu, M. V.* : **Researches on the modifying effect of microalloying additions on the mechanical properties of aluminium alloys**

The paper presents the results of the mechanical trials carried out on samples taken from ATSi10Mg alloys which are either classically modified with sodium or with modifying agents (titanium + broron, strontium). The conclusions obtained have been confirmed by microphotographic researches carried out on the breaking surfaces of tensile samples made of modified alloys, as compared to those of the samples made of nonmodified alloys.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 264—266

DC : 537.311.3

Aloman, A. : **Pure metal and semiconductive material metallurgy**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 267—268

DC : 669.715 : 621.746

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N and *Popescu, Gabriela* : **Correlation between thermodynamic properties and special aluminium alloy making and casting**

On the basis of the latest data, the authors establish a correlation between the values of basic thermodynamic properties and alloying, modifying and casting processes of aluminium alloys.

On the basis of thermodynamic data, confirmed by the researches on liquid aluminium alloys, the authors present the theoretical considerations on the structure of metal melts, making practical recommandations concerning the introduction order of alloying and modifying elements, the reduction of energy and metal consumption, the use of a new alloy making and castig technology.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 269—272

DC : 532.135 : 539.374

Isac, Mihaela and *Răducanu, Doina* : **Considerations on the rheological modelling of plastic deformation behaviour of metals**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 273—276

DC : 669.16 : 621.365.5

Nicola, M. and *Hoblea, T.* : **Experiments on the use of silicon carbide scrap during ironmaking in induction furnaces and cupolas**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 277—280

DC : 669.16 : 662.741.3 277—280

Sofroni, L. and *Ripoșan, I.* : **Considerations on the improvement of cupola ironmaking technology with a view to using low grade fine coke**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 281—290

DC : 669.162.275.144

Albiță, Gh., Rădulescu, M., Șaban, R. and *Suciu, M. V.* : **The optimizing of the chemical compositions of high strength gray cast iron**

In the case of gray cast iron, the addition of alloying elements may improve their mechanical and processing properties.

On the basis of the results of the experiment based on the monofactorial analysis by dispersion, the authors estimated the influence of titanium microalloying on the gray cast iron hardness.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 291—292

DC : 621.785.52 :669.14

Munteanu, Al. : **Researches on the influence of various preliminary treatments on the deformation and the structure at 17CrNiMo6 steel cementing process**

The paper analyses the influence of the preliminary heat treatment on the trend towards deformation and on the qualities of the cemented layer, the deformation of cemented parts being one of the most serious shortcomings of the carburization and quenching process.

The conclusions of the paper highlight the fact that between the isothermal annealing, an operation recommended at present in literature, and the hardening and tempering operation, there are no differences as regard to deformations, structure and properties of the cemented layer.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 293—296

INHALT

DK : 622.785

Dijmărescu, A. und *Urseanu, A.* : **Herstellung einiger Agglomerate, mit Basizitäten zwischen 4,5 und 8,2**

In der vorliegenden Arbeit werden einige grosstechnische Versuche, betreffend der Herstellung eines Agglomerats mit der Basizität zwischen 4,5 und 8,2; mit den Eigenschaften des eingesetzten Gemisches, den Parametern des Agglomerierungsvorgangs und der Qualität des Agglomerats, dargestellt.

Es werden ebenfalls die Einsatzbereiche dieses Agglomerats angeführt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 245—247

DK : 669.184.146

Mustaţă, C. T. : **Betrachtungen betreffend den Anstieg der Aluminiumassimilation, im Falle der Desoxydierung und des Legierens der Konverterstähle**

Die Arbeit gibt die Anstiegsmöglichkeiten der Aluminiumassimilation, im Metallbad, was betrifft die Konverterstähle, wieder, aufgrund einer Methode und eines Gerätes für den Aluminiumzusatz in der Giesspfanne, während der Entladung.

Es wird der Einfluss der Herstellungsparameter auf die Aluminiumassimilation studiert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 248—252

DK : 621.746.32

Ţaţian, C. und *Ogîrlici, C.* : **Betrachtungen hinsichtlich der monolithischen sauren Zustellungen der Giesspfannen**

Die sauren monolithischen Zustellungen, eingesetzt bei den Flüssigstahlpfannen, werden, bedingt von der Energiekrise und von der Entwicklung der Herstellungsprozesse, immer mehr verwendet.

Der hohe Einsatz von sauren Zustellungen wurde als Folge ihrer technisch-wirtschaftlichen Vorteilen entwickelt.

In der vorliegenden Arbeit werden die Eigenschaften des Popeşti-Mihăieşti-Sandes, welcher beim Stampfen der monolithischen Zustellung der Giesspfannen eingesetzt wird, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 253—255

DK : 621.778 : 669—462

Cazimirovici, E. und *Târcolea, M.* : **Erforschungen betreffend das Ziehen von kapillaren Rohren mit Hilfe eines umformbaren Dorns**

In der Arbeit werden die Ergebnisse der für die Festlegung einer Verfahrenstechnik für das Ziehen mit Hilfe des umformbaren Dorns, der kapillaren Rohre aus austenitischen nichtrostenden Stahl, dargestellt. Die festgesetzten Diagrammen gestatten die Berechnung des Ziehschemas, mit dem Ziel der Zusammenstellung der Ziehverfahrenstechnik.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 256—258

DK : 621.891.23

Georgescu, Al., Năsui, V. und *Duţu, Gh.* : **Beiträge zur Erforsehung und Prüfung des Schmiervermögens der plastischen Fette**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 259—260

DK : 621.77.015.2 : 681.32

Ielciu, M. und *Szilággyi, P.* : **Rechnergesteuerte Methode zur Ermittlung der Gerüstdrehzahlen der Rohrwarmreduktionswalzwerke**

Ausgehend von den theoretischen Daten des Warmreduktionsvorgangs wurde die praktische Berechnungsmethode der Drehzahlen, die im Zalău-Rohrwerk experimentiert wurde, entwickelt.

Die Wichtigkeit der o.g. Methode besteht darin, dass sie, aufgrund ihrer theoretischen Daten, bei jedwelchen Warmreduktionswalzwerk eingesetzt werden kann; als Folge des Ersatzes der bis zu diesem Zeitpunkt verwendeten empirisch-experimentellen Methoden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 261—263

DK : 669.715 : 621.746

Chircă, D., Suciu, Valerica und *Suciu, M. V.* : **Erforschungen hinsichtlich der Änderungswirkung einiger Mikrolegierungszusätze auf den mechanisehen Eigenschaften der Aluminiumlegierungen**

In der vorliegenden Arbeit wird auf den Ergebnissen einiger mechanischen Untersuchungen, die mit Hilfe von geänderten AT Si 10 Mg-Prüflinge vor dem Giessen ausgeführt wurden, nicht nur durch traditionelle Verfahren, auf Grund von Natrium, sondern auch durch neuartige Änderungsmitteln (Titan + Bor, Strontium) hingewiesen. Die Schlussfolgerungen sind durch mikrofraktographische Untersuchungen begründet. Die mikrofraktographischen Untersuchungen wurden auf den Trennflächen der aus geänderten Legierungen hergestellten Proben durchgeführt, im Gegensatz zu den Trennflächen der aus ungeänderten Legierungen durchgeführten Proben.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 264—266

DK : 537.311.3

Aloman, A. : **Metallurgie der Reinmetalle und Halbleiterstoffe**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 267—268

DK : 669.715 : 621.746

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N. und *Popescu, Gabriela* : **Wechselbeziehung zwischen den thermodynamischen Eigenschaften und den Herstellungs- und Giessverfahren von Aluminiumspeziallegierungen**

In der Arbeit wird eine Wechselbeziehung, anhand der fortschrittlichsten Daten, zwischen den Werten der grundlegenden thermodynamischen Eigenschaften und den Legierungs-Änderungs-und Giessverfahren der Aluminiumlegierungen bestimmt.

Anhand von thermodynamischen Daten, basiert auf den Untersuchungen der flüssigen grundlegenden Aluminiumlegierungen, werden einige theoretische Betrachtungen, was die Gestaltung der Metallschmelzen betrifft, dargestellt und einige Empfehlungen was der Einsatz von Legierungs-und Modifikationselemente, die Verminderung des Energie- und Metallverbrauchs, die Anwendung der neuen Herstellungs- und Giessverfahren betrifft, gemacht.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 269—272

DK : 532.135. :539.374

Isac, Mihaela und *Răducanu, Doina* : **Betrachtungen zur rheologischen Gestaltung des Verhaltens metallischer Stoffe bei der plastischen Verformung**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 273—276

DK : 669.16 : 621.365.5

Nicola, M. und *Hoblea, T.* : **Erforschungen was der Einsatz bei der Roheisenherstellung, von Karborundabfällen in Induktions-und Kupolöfen betrifft**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 277—280

DK : 669.16 : 662.741.3

Sofroni, L. und *Ripoşan, I.* : **Betrachtungen betreffend der Vervollkommung eines für den Einsatz des Feinkokses mit minderwertiger Qualität, im Kupolofen, vorgesehenen Roheisenherstellungsverfahren**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 281—290

DK : 669.162.275.144

Albiţă, Gh., Rădulescu, M., Şaban, R. und *Suciu, M. V.* : **Optimierung der chemischen Zusammensetzungen des Graueisens mit grosser Widerstandsfähigkeit**

Was das Graueisen betrifft, trägt der Zusatz von Legierungs elemente zur Verbess rung der mechanischen Eigenschaften und ihrer Verarbeitbarkeit bei.

Anhand der Untersuchungsergebnisse, basiert auf der streuuenden monofaktorialen Analyse, wird der Einfluss des Mikrolegierens mit Titan, auf der Graueisenhärte eingeschätzt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 291—292

DK : 621.785.52 : 669.14

Munteanu, Al. : **Untersuchungen zum Einfluss verschiedener Vorbehandiungen auf die Verformung und das Gefüge, bei der Einsatzhärtung des 17CrNiMo6-Stahles**

Die Arbeit analysiert den Wärmevorbehandlungseinfluss auf die Verformungsanfälligkeit und den Einsatzschichteigenschaften wobei berücksichtigt wird, dass die Verformung der Einsatzstücke zu den Hauptmängel des Einsatzhärtungs- und Abschreckhärtungsverfahren zählt.

Die Schlussfolgerungen der Arbeit heben die Tatsache hervor, dass zwischen dem isothermen Glühen welches gegenwärtig empfohlen wird und dem Vergütungsvorgang welches seit langem angewandt wird — keine wichtige Unterschiede, was die Verformungen, das Gefüge und die Einsatzschichteigenschaften betrifft, auftreten.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 293—296

SOMMAIRE

CD : 622.785

Dijmărescu, A. et *Urseanu, A.* : **La fabrication de l'aggloméré à basicité de 4,5—8,2**

Les auteurs présentent les essais industriels pour l'obtention de l'aggloméré à basicité de 4,5—8,2, les caractéristiques du mélange utilisé, les paramètres du processus d'agglomération, la qualité de l'aggloméré.

On présente également les domaines d'utilisation de cet aggloméré.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 245—724

CD : 669.184.146

Mustață, C.T. : **Considérations sur l'augmentation de l'assimilation de l'aluminium à la désoxydation et l'alliage des aciers de convertisseurs**

L'auteur analyse les possibilités d'augmenter l'assimilation de l'aluminium dans le bain métallique pour aciers de convertisseurs, tout en présentant une méthode et un dispositif pour l'addition de l'aluminium dans la poche de coulée pendant le déchargement.

On analyse l'influence des paramètres d'élaboration sur l'assimilation de l'aluminium.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 248—252

CD : 621.746.32

Tațian, C. et *Ogîrlici, C.* : **Considérations sur les revêtements monolitiques acides des poches de coulée**

Les revêtements acides s'utilisent à large échelle grâce à leurs avantages technico-économiques.

L'article présente les propriétés du sable de Popești-Mihăiești utilisé à la fabrication par estampage des revêtements monolitiques des poches de coulée.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 253—255

CD : 621.778 : 669—462

Cazimirovici, E. et *Târcolea, M.* : **Recherches concernant l'étirage des tubes capillaires sur le mandrin déformable**

Les auteurs présentent les résultats des recherches effectuées pour la détermination d'une technologie d'étirage sur le mandrin déformable pour les tubes capillaires en acier inoxydable austénitique. Les diagrammes obtenues permettent le calcul du schéma d'étirage en vue d'établir la technologie d'étirage.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 256—258

CD : 621.891.23

Georgescu, Al., Năsui, V. et *Dufu, Gh.* : **Contributions à l'étude et à l'essai des capacités de lubrification des graisses plastiques**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 259—260

CD : 621.77.016.2 : 681.32

Ielciu, M. et *Szilágyi, P.* : **Méthode assistée par l'ordinateur afin de calculer les nombres de tours des cages des laminoirs réducteur à chaud des tubes**

A partir des données théoriques du processus de réduction à chaud, les auteurs ont élaboré une méthode pratique de calcul des nombres de tours, expérimentée à l'entreprise de tubes.

Cette méthode remplace les méthodes empiriques et expérimentales et peut être appliquée à tout laminoir réducteur à chaud.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 261—263

CD : 669.715 : 621.746

Chircă, D., Suciu, Valerica, Suciu, M. V. : **Recherches concernant l'effet de modification de certaines additions de microalliages sur les propriétés mécaniques des alliages d'aluminium**

Les auteurs présentent les résultats des essais mécaniques effectués sur des échantillons en alliages ATSi10Mg modifiés, avant la coulée, à l'aide de sodiumou de nouveaux modificateurs (titane + bore, strontium). Les conclusions obtenues ont été confirmées par des microfractographies effectuées sur les surfaces de rupture des éprouvettes de traction confectionnées en alliages modifiés qui ont été comparées aux éprouvettes en alliages nonmodifiés.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 264—266

CD : 537.311.3

Aloman, A. : **La métallurgie des métaux purs et des matériaux semiconducteurs**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 267—268

CD : 669.715 : : 621.746

Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N., Popescu, Gabriela : **Corrélation entre les propriétés thermodynamiques et les processus d'élaboration et de coulée des alliages spéciaux à aluminium**

A partir des données les plus récentes, les auteurs déterminent une corrélation entre les valeurs des propriétés thermodynamiques et les processus d'alliage, de modification et de coulée des alliages d'aluminium.

A partir des données thermodynamiques, confirmées par les analyses des alliages liquides d'aluminium, on présente une série des considérations théoriques sur la structure des métaux en fusion, en faisant des récommandations pratiques concernant l'ordre d'introduction des élements d'alliage et de modification, la réduction de la consommation énergétique et de métaux, l'utilisation de nouvelles technologies d'élaboration et de coulée.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 269—272

CD : 532.135 ; 539.374

Isac, Mihaela et *Răducanu, Doina* : **Considérations sur le modelage réologique du comportement à la déformation plastique des matériaux métalliques**

Metalurgia 39 (1987), nr, 6, 273—276

CD : 669.16 : 621.365.5

Nicola, M. et *Hoblea, T.* : **Expérimentations concernant l'utilisation des déchets de carbures de silicium à l'élaboration de la fonte en fours à induction et en cubilot**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 277—280

CD : 669.16 : 662.741.3

Sofroni, L. et *Ripoșan, I.* : **Considérations sur le perfectionnement de la technologie d'élaboration de la fonte en cubilot en vue de l'utilisation du petit coke de qualité inférieure**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 281—290

CD : 669.162.275.144

Albiță, Gh., Rădulescu, M., Șaban, R. et *Suciu, M. V.* : **L'optimisation des compositions chimiques des fontes grises de haute résistance**

L'addition de certains éléments d'alliage dans les fontes grises peut améliorer les propriétés mécaniques et leur usinabilité.

A partir des résultats de l'expériment fondé sur l'analyse par dispersion monofactoriale, on établit l'influence du microalliage à titane sur la dureté des fontes grises.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 291—292

CD : 621.785.52 : 669.14

Munteanu, Al. : **Recherches concernant l'influence de certains traitements préliminaires sur la déformation et la structure de l'acier 17CrNiMo6 pendant la cémentation**

L'auteur analyse l'influence du traitement thermique préliminaire sur la tendance de déformation et sur les qualités de la couche cémentée, la déformation des pièces cémentées étant un des plus sérieux défauts des processus de carburation et de trempe.

En conclusion, entre le recuit isotherme, opération récommandée par la littérature de spécialité actuelle, et le traitement de trempe et revenu il n'y a pas de différences en ce qui concerne les déformations, la structure et les propriétés de la couche cémentée.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 293—296

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 622.785

Дижмэреску, А. и *Урсеану, А.:* **Производство агломерата основностью между 4,5—8,2**

В работе представлены промышленные испытания получения агломерата основностью между 4,5—8,2, характеристики используемой смеси, параметры процесса агломерации, качество агломерата.

Представлены также области применения этого агломерата.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 245—247

ДК: 669.184.146

Мустацэ, К.: **Соображения относительно повышения усвоения алюминия при раскислении и легировании кислородно конвертерных сталей**

Анализированы возможности повышения усвоения алюминия в металлической ванне у кислородных сталей представляя метод и устройство для его вноса в разливочный ковш при выпуске.

Изучается влияние параметров выплавки на усвоение алюминия.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 248—252

ДК: 621.746.32

Тациан, К. и *Огырлачь, К.:* **Соображения относительно кислой цельнолитой футеровки разливочных ковшей**

Применение в широком масштабе кислотных футеровок расширилось благодоря представляющим технико-экономическим преимуществам.

В статье представлены свойства песка Попешть-Михэилешть, используемый при изготовлении штамповкой цельнолитых футеровок разливочных ковшей.

Metalurgia 39(1987), nr. 6, p. 253—255

ДК: 621.778: 669-462

Казимирович, Е. и *Тырколеа, М.:* **Исследования по волочению капиллярных труб на деформируемой оправке**

В работе представлены результаты проведенных исследований для определения технологии волочения на деформируемой оправке для капилярных труб из аустенитной нержавеющей стали. Полученные диаграммы позволяют расчет схемы волочения при составлении технологии волочения.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 256—258

ДК: 621.891.23

Джеорджеску, А., Нэсуй, В. и *Дуцу, Г.:* **Вклад при изучении и проверке смазочной способности пластических смазок**

Metalurgia 39 (1987), nr, 6, p. 259—260

ДК: 621.77.016.2: 681.32

Иелчю, М. и *Силаги, П.:* **Метод расчета на ЭВМ оборотов клетей прокатных станов для горячего обжатия труб**

Исходя от теоретического обоснования процесса горячего обжатия был разработан практический метод расчета оборотов, экспериментированный на Предприятии труб Залэу.

Значение метода состоит в том, что основываясь на строгом теоретическом обосновании, он может быть применен любому горячему редукционному стану заменяя эмпирическо-экспериментальные методы, используемые в настоящее время.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 261—263

ДК: 669.715: 621.746

Киркэ, Д., Сучю, Валерика и *Сучю, М.:* **Исследования эффекта модификации микролегирующих добавок на механические свойства алюминиевых сплавов**

Работа представляет результаты проведенных механических испытаний на извлеченные образцы из модифицированных сплавов ATSIOMg перед отливкой, как классически, натрием, а так и новыми модифицирующими агентами (титан + бор, стронций). Полученные выводы были подтверждены исследованиями, проведенными микрофрактографиями на поверхностях разрыва образцах для испытания на растяжение, изготовленных из сплавов сравнительно модифицированных с теми изготовленных из немодифицированных сплавов.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 264—266

ДК: 537.311.3

Аломан, А.: **Металлургия чистых металлов и полупроводниковых материалов**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6,p. 267—268

ДК: 669.715: 621.746

Иенчю, М., Молдован, П., Панаит, Н., Попеску, Габриела: **Соотношение между термодинамическими свойствами и процессами выплавки и отливки специальных сплавов на основе алюминия**

В работе устанавливается соотношение на основе новейших данных между значениями основных термодинамических свойств и процессами легирования, модификации и отливки алюминиевых сплавов.

На основе термодинамических данных, утвержденных исследованиями жидких сплавов на основе алюминия, представлены теоретические соображения по порядку ввода элементов легирования и модификации, снижение расхода энергии и металлов, применение новых технологий выплавки и отливки.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 269—272

ДК: 532.135: 539.374

Исак, Михаела и *Рэдукану, Дойна:* **Соображения по реологическому моделированию поведения при плпластической деформации металлических материалов**

Metalurgia 39(1987), nr. 6, p. 273—276

ДК: 669.16: 621.365.5

Никола, М, и *Хобля, Т.:* **Эксперименты по применению отходов карбида кремния при выплавке чугуна в индукционных печах и вагранке**

Metalurgia 39 (1978), nr. 6, p. 277—280

ДК: 669.16: 662.741.3

Софрони, Л. и *Рипошан, Н.:* **Соображения относительно усовершенствования технологии выплавки в вагранке чугуна при применении низкокачественного мелкого кокса**

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 281—290

ДК: 669.162.275.144

Албицэ, Г., Рэдулеску, М., Сабан, Р. и *Сучю, М.:* **Оптимизация химических составов высокопрочных серых чугунов**

В случае серых чугунов добавка легирующих элементов может улучшить механические свойства и их обрабатываемость.

Используя результаты организируемого эксперимета на основе монофакториального дисперсионого анализа оценивается влияние микролегирования титаном на твердость серых чугунов.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 291—292

ДК: 621.785.52: 669.14

Мунтеану, А.: **Исследования относительно влияния предварительных обработок, различных, на деформацию и структуру при цементации стали 17CrNiMo6**

В работе аналирзируется влияние предварительной термической обработки на склонность к деформации и на качества цементированного слоя, деформация цементированных отливок является самым неприятным дефектом процесса науглероживания и закалки.

Выводы работы подчеркивают, что между изотермическим отжигом, рекомендуемая операция в настоящее время в литературе по специальности, и операцией улучшения, проведенной на много раньше этой, не появляются различия по деформации, а также относительно структуры и свойств цементированного слоя.

Metalurgia 39 (1987), nr. 6, p. 293—296

METALURGIA 6
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA
1987

Ing. A. Dijmărescu şi dr. ing. A. Urseanu
Combinatul siderurgic-Reşiţa

Fabricarea aglomeratului cu bazicităţi cuprinse între 4,5 şi 8,2

CZ: 622.785

Necesitatea producerii unui aglomerat a cărui bazicitate să fie cuprinsă între 4,0 şi 10 se impune pentru a putea studia procesul de formare a zgurei în convertizoarele cu oxigen, în cuptoarele Martin sau pentru înlocuirea calcarului din furnal.

Se consideră că, prin utilizarea unui fondant sintetic (aglomerat cu bazicitate ridicată) adecvat, în convertizoarele cu oxigen zgura s-ar putea forma mai repede. Procesele care se produc cu ajutorul zgurei s-ar realiza de la început, micşorînd durata şarjei. În principal, fondantul sintetic trebuie să se topească mai uşor decît varul, zgura formată fiind mai activă.

Fondantul sintetic, pentru a răspunde acestor cerinţe, trebuie să aibă o bazicitate (CaO/SiO_2) ridicată, un anumit conţinut de oxizi de fier şi în compoziţia lui mineralogică să se găsească feriţi de calciu cu punct de topire scăzut.

Faţă de aceste cerinţe, s-a pornit de la ideea că ar putea fi utilizat, ca fondant sintetic, pentru elaborarea oţelului în convertizoare LD, un aglomerat cu bazicitate ridicată produs pe o bandă obişnuită de aglomerare.

Pentru obţinerea aglomeratelor pe scară industrială au fost efectuate, în prealabil, experimentări într-o cuvă de aglomerare (ceaşcă) cu o suprafaţă activă de 0,1225 m^2.

Fabricarea aglomeratului cu bazicitatea cuprinsă între 4,5 şi 8,2 a fost făcută cu următoarele materii prime: minereu import, ţunder (oxid), calcar, cocs metalurgic.

Şarja industrială şi cea experimentală sînt prezentate în tabelul 1.

Tabelul 1

Denumirea materiei prime	Cantitatea, %		
	1	2	3
Minereu import	27,9	31,4	19,4
Ţunder (oxid)	18,6	10,9	12,9
Calcar	46,6	50,0	57,7
Cocs metalurgic	6,9	7,7	10,0
Total	100,0	100,0	100,0

În scopul unei repartizări mai uniforme a calcarului în amestecul de şarjă şi pentru mărirea conţinutului de fier al aglomeratului, pe lîngă minereul import s-a introdus în amestec ţunder (oxid) a cărui granulaţie este favorabilă acestui scop (tabelul 2).

Tabelul 2

Denumirea materiei prime	Fracţii granulometrice, %					
	0,0–0,5	0,5–1,0	1,0–2,0	2,0–3,0	3–5	5
Minereu import	11,5	17,0	18,0	20,0	12,5	21,0
Ţunder (oxid)	24,0	20,0	26,0	12,0	13,5	4,0
Calcar	31,0	26,0	21,0	15,5	5,0	1,5
Cocs metalurgic	26,0	22,0	30,0	17,0	4,0	1,0

În timpul obţinerii aglomeratelor experimentale s-a observat o reducere a vitezei de deplasare a benzilor de aglomerare direct proporţională cu creşterea bazicităţii aglomeratului. Acest fapt a avut drept rezultat o scădere a productivităţii.

În cazul producerii aglomeratelor obişnuite ($CaO/SiO_2 = 1, 2$), media temperaturilor gazelor evacuate nu a depăşit 110°C, iar în cazul producerii aglomeratelor cu bazicitate ridicată (4,5–8,2), datorită consumului ridicat de combustibil şi de calcar, cantitatea de gaze s-a mărit, iar temperatura lor a crescut în medie cu 15–20°C.

Cantitatea suplimentară de căldură (cocs) a fost necesară şi pentru favorizarea fenomenului de aglutinare şi de mineralizare a componenţilor şarjei precum şi pentru descompunerea carbonatului de calciu, care în amestecul celor trei tipuri de aglomerate s-a găsit într-o proporţie cuprinsă între 46,6 şi 57,7%.

În timpul procesului de sinterizare (în zona unor goluri de pe maşină) s-a putut observa o îngustare a zonei de foc, faţă de lăţimea zonei de foc a aglomeratelor obşnuite.

Aglomeratul produs prezenta o greutate volumetrică mai mică cu 8—10% faţă de greutatea volumetrică a unui aglomerat obişnuit.

Compoziţia chimică medie a materiilor prime componente ale amestecului de şarjă sînt prezentate în tabelul 3.

Tabelul 3

Denumirea materiei prime	Compoziţia chimică, %					
	SiO_2	Fe	CaO	Mn	Al_2O_3	P
Minereu import	1,6—6,4	58,3—64,0	0,28—0,29	0,12—0,28	3,20	0,030
Ţunder (oxid)	2,2—3,16	58,5—73,0	1,12—2,4	0,5	3,5	0,160
Calcar	1,2—2,10	—	50,6—53,7	—	1,9	—

Rezultatele aglomerării în condiţii industriale sînt date în tabelul 4.

În cele trei perioade cînd s-a fabricat aglomeratul cu bazicitate ridicată, consumul de gaz metan la cuptorul de aprindere a fost de 590±20 Nm^3/h.

Producţia specifică descreşte odată cu creşterea bazicităţii aglomeratului. Astfel, la bazicitatea de 8,116, s-a realizat o producţie specifică de 22 $t/m^2 \times zi$ efectivă faţă de o producţie specifică de 25—27,3 $t/m^2/zi$ efectivă, care se realizează în cazul fabricării unor aglomerate obişnuite (bazicitatea = 1,4) (fig. 1), ceea ce înseamnă o scădere a productivităţii cu 12—19%.

Unul din inconvenientele observate la producerea aglomeratelor cu bazicitate ridicată îl constituie aglomerarea destul de neuniformă a şarjei, fenomen care apare mai pregnant în cazul producerii aglomeratelor cu bazicitatea de 8,0. Datorită acestui fapt, a crescut simţitor cantitatea de retur al cărui indice de bazicitate a fost mai mare decît cel al aglomeratului produs cu 1,5—2,0, motiv pentru care, la calculul compoziţiei unui aglomerat cu bazicitate ridicată, cantitatea de calcar rezultată din calcul pentru o anumită bazicitate a trebuit să fie mărită, pentru a se obţine aglomeratul

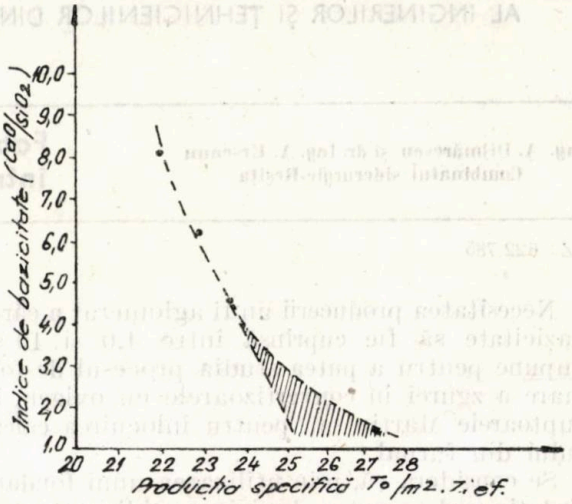


Fig. 1. Variaţia producţiei specifice în funcţie de indicele de bazicitate al aglomeratului

Tabelul 4

Indicatorul	Bazicitatea aglomeratului		
	4,550	6,190	8,116
A. Caracteristicile amestecului			
Participarea amestecului de minereuri, %	46,5	42,3	32,3
Participarea calcarului, %	46,6	50,0	57,7
Umiditatea amestecului de şarjă, %	8,7	8,5	8,2
B. Parametrii procesului de aglomerare			
Înălţimea stratului, mm	300	300	300
Depresiunea, mm Ca	646,0	650	520
Temperatura în colector, °C	127,0	136,0	121,5
Viteza maşinii de aglomerare, m/minut	1,95	1,90	1,80
C. Calitatea aglomeratului			
Fe, %	36,96	40,73	30,96
FeO, %	11,39	8,08	10,15
CaO, %	35,73	33,41	46,10
SiO_2, %	7,85	5,42	5,68
P, %	0,115	0,11	0,12
Mn, %	0,142	0,20	0,11
Rezistenţa mecanică (0—5 mm), %	13,50	15,00	18,0
Producţia specifică, $t/m^2 \cdot zi$ efectivă	23,6	22,9	22,0
Granulaţia 0—5 mm, %	2,5	5,7	9,3
5—10 mm, %	14,6	18,0	19,9
10 mm, %	82,9	76,3	70,8

suprabazic dorit, iar la partea din urmă a mașinii, în timpul descărcării aglomeratului, s-au degajat cantități mari de praf, fapt care a produs o impurificare pronunțată a spațiului înconjurător.

La obținerea aglomeratelor cu bazicitate de 6,19—8,116, s-a putut observa că o parte din amestec s-a sudat de cărucioarele benzii de aglomerare, fapt care explică, în parte, scăderea productivității.

Consumul specific de cocs în cazul producerii aglomeratului cu bazicitatea de 8,116 s-a dublat față de consumul care se realizează pentru producerea unui aglomerat obișnuit (bazicitatea: 1,4).

Calitatea aglomeratului — rezistența mecanică—se înrăutățește odată cu creșterea bazicității aglomeratului de la 4,5 la 8,1. Explicația acestui fapt ar fi formarea feriților de calciu într-o formă zgurificată, care prezintă o friabilitate destul de mare.

La bazicitatea aglomeratului cuprinsă între 4,5 și 8,1 se remarcă un conținut ridicat de feriți de calciu și unul foarte redus de silicați de calciu (2—4%). Oxizii de fier nu au putut fi identificați la șlifurile studiate.

Aglomeratul suprabazic obișnuit cu consum ridicat de cocs indică posibilitatea reducerii parțiale, fenomen ce poate avea loc prin descompunerea feriților de calciu în oxid de calciu și FeO, care la rîndul său să se poată reduce la fier metalic.

Porozitatea aglomeratului suprabazic (I_B = = 4,5—8,1) a fost pronunțată, existînd pe lîngă micropori și macropori.

Utilizarea aglomeratului suprabazic va permite reducerea consumului de var în cazul utilizării acestuia în cuptoarele Martin sau în convertizoarele LD, contribuind concomitent și la accelerarea formării zgurei.

Este important de menționat faptul că aglomeratul cu bazicitate medie (2—2,5) a fost utilizat cu succes în furnal. Cel cu bazicitate ridicată (6—8), care prezintă o reductibilitate bună și un grad de oxidare la cea mai ridicată valoare, nu a fost utilizat pînă în prezent în furnal, necunoscîndu-se comportarea acestuia.

La încercările industriale privind producerea aglomeratului suprabazic este necesar să se introducă în amestecul de șarjă o cantitate de CaO care să fie legată de componenții acizi ai amestecului, adică să nu existe CaO liber.

La bazicitățile aglomeratului cuprinse între 4,5 și 8,1 se remarcă prezența feritei monocalcice ($CaO \cdot Fe_2O_3$) și a feritei dicalcice ($CaO_2 \cdot Fe_2O_3$) care, în timpul procesului de sinterizare, poate forma faze zgurifiante mai lichide, ducînd la scăderi ale productivității și ale rezistenței mecanice a aglomeratului.

În urma experimentărilor efectuate privind producerea aglomeratului suprabazic (calciu feritic) trebuie să se țină seamă de următoarele observații:

— La conținuturi ridicate ale adaosurilor bazice în amestecul de șarjă (aglomeratul conține 35—46% CaO iar bazicitatea între 4 și 8) trebuie să se realizeze un dezamestec vertical al șarjei de pe mașina de aglomerare, astfel ca adaosurile bazice să nu ajungă în partea inferioară a stratului.

Aglomeratul calciu feritic trebuie produs cu cantități mai mari de cocs, pentru realizarea unei zgurificări parțiale a șarjei în vederea limitării apariției CaO liber. Aglomeratul a fost mai puțin poros și a avut o reductibilitate defavorabilă față de cel obișnuit.

— În cazul unor instalații de aglomerare cu electrofiltre nu este necesară folosirea oxidului (țunder) datorită conținutului său ridicat de ulei. Din această cauză, se va mări conținutul de minereu din import.

Concluzii

Obținerea aglomeratului cu bazicitatea de 4,5—8,1 nu prezintă dificultăți, cu toate că la bazicitatea de cca 8 aglutinarea devine anevoioasă datorită topirii grătarelor benzii de aglomerare, creșterii temperaturii gazelor evacuate, creșterii gradului de impurificare a atmosferei înconjurătoare și reducerii productivității instalației de aglomerare cu peste 12%.

Datorită utilizării unei cantități mari de calcar, în timpul procesului de sinterizare apare un deficit de căldură, care se compensează prin dublarea consumului de cocs, față de consumul realizat pentru fabricarea aglomeratului obișnuit.

Considerații asupra creșterii gradului de asimilare a aluminiului la dezoxidarea și alierea oțelurilor de convertizor.

Ing. C. T. Mustață
IPROMET – București

CZ : 669.184.146

Complexitatea mecanismului și cineticii dezoxidării și alierii oțelului face extrem de dificilă tratarea în ansamblu a procesului și de aceea se constată că preocupările din acest domeniu se referă la probleme cu un caracter mai restrîns.

În acest context s-a efectuat un studiu aplicativ asupra oțelurilor de convertizor, urmărind creșterea asimilării aluminiului în baia metalică prin modificarea tehnologiei de adăugare a acestuia.

În condițiile specifice oțelăriilor cu convertizoare, baia metalică la sfîrșitul insuflării conține o însemnată cantitate de oxigen, cantitate care, dacă s-ar menține în oțel, ar face practic imposibilă turnarea acestuia în lingouri sau piese bune.

Dezoxidarea și corectarea compoziției chimice făcîndu-se simultan, în practica industrială nu se poate face o distincție clară între cantitatea de feroaliaje folosită la dezoxidare și cea folosită la aliere. Dezoxidantul adăugat pentru dezoxidare și aliere se va asimila proporțional cu concentrația masică a oxigenului în baia metalică, în momentul opririi insuflării, și anume, cu cît conținutul de oxigen va fi mai mare cu atît asimilarea va fi mai scăzută. Deci, pentru a asigura o asimilare ridicată a elementelor de aliere, trebuie acționat în sensul reducerii cantității de oxigen dizolvat în baia metalică, pînă la valoarea celui de echilibru cu conținutul de carbon final $[\%C]_f$.

Tehnica și condițiile experimentale. Tehnologia curentă de dezoxidare și aliere prevede adăugarea feroaliajelor în timpul evacuării, printr-un jgheab așezat deasupra oalei, începînd din momentul în care oțelul a umplut un sfert din aceasta, și se termină cu cca două minute înainte de sfîrșitul evacuării.

Feroaliajele folosite sînt adăugate în următoarea ordine: 20% din cantitatea totală de aluminiu; material pentru recarburare, dacă este cazul (cocs de petrol); feromanganul; ferosiliciul; celelalte feroaliaje; restul de 80% aluminiu.

Aluminiul folosit se prezintă sub formă de calupuri și steluțe cu greutatea de 20 kg, respectiv 0,5–1,0 kg, avînd forma și dimensiunile din figura 1.

În condițiile în care adăugarea calupurilor și steluțelor de aluminiu se face prin jgheabul de feroaliaje, datorită greutății lor specifice mai mici decît a oțelului lichid, acestea plutesc pe suprafața băii metalice din oală.

O parte importantă din această cantitate de aluminiu se oxidează în prezența oxigenului din atmosferă și din zgură (FeO), rămînînd sub formă de Al_2O_3 și combinații în faza zgură, sau se *„îmbracă"* în zgura primară și cea rezultată în urma dezoxidării cu feromangan și ferosiliciu, aluminiul fiind împiedicat să mai participe la procesul de dezoxidare.

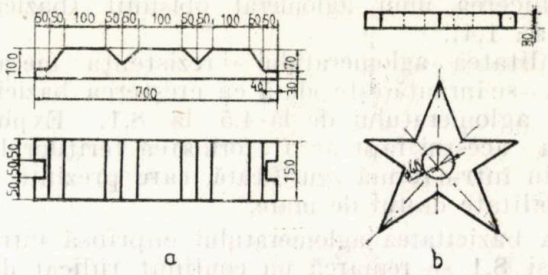


Fig. 1. Forma și dimensiunile aluminiului folosit pentru dezoxidare și aliere

Pentru eliminarea acestor inconveniente și pentru o creștere a asimilării aluminiului în baia metalică, s-a folosit o nouă tehnică de adăugare a acestuia și anume introducerea lui pe bare portaluminiu. Steluțele de aluminiu sînt înșirate pe bare, care la rîndul lor sînt fixate cu ajutorul unui sistem *„jug portbare"* de gura oalei de turnare (fig. 2).

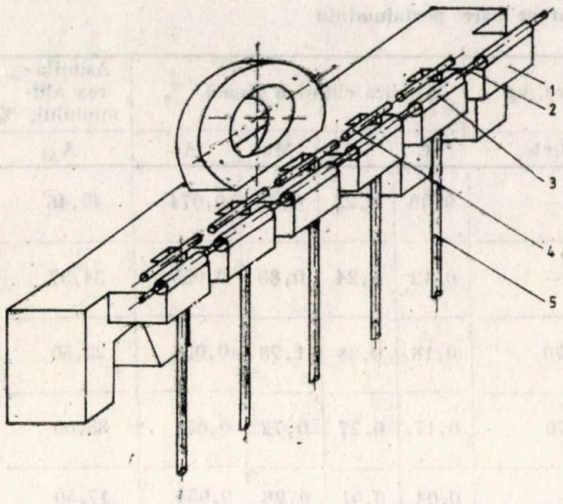
În timpul evacuării, pe măsură ce nivelul băii metalice crește, aluminiul de pe bare este topit treptat, el fiind obligat tot timpul să rămînă cufundat în oțel.

Dezoxidarea cu aluminiu adăugat pe bare are avantajul că se poate controla mai bine procesul de asimilare. Aluminiul se află în cea mai mare parte submersat în timpul dizolvării în baie, ceea ce înseamnă o solubilitate constantă și rapidă.

În acest context, adăugarea feroaliajelor se face în ordinea următoare: 20% din cantitatea totală de aluminiu; material pentru recarburare, dacă este cazul (cocs de petrol); feromanganul; ferosiliciul; celelalte feroaliaje, fără a se mai adăuga aluminiu în ultima parte a etapei de dezoxidare și aliere.

Rezultate experimentale. Noua tehnologie de administrare a aluminiului a fost aplicată experimental pe un număr de 25 șarje elaborate în convertizoare LD cu capacitatea nominală de 180 tone.

În tabelele 1 și 2 sînt prezentate comparativ rezultatele obținute folosind tehnologia de



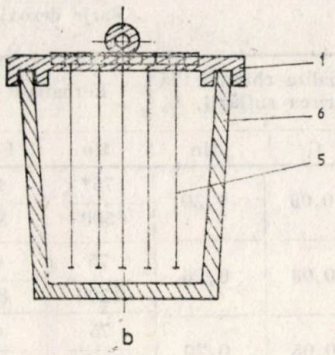


Fig. 2. Jugul portbarelor din aluminiu :
a — prezentare axonometrică ; *b* — prinderea jugului portbare pe oala de oţel ; *1* — jugul portbare propriu-zis ; *2*, *3*, *4* — sistemul de prindere a portbarelor din aluminiu ; *5* — bare portaluminiu ; *6* — oala de oţel

Tabelul 1

Şarje dezoxidate cu aluminiu adăugat pe jgheabul de feroaliaje

Temperatura de evacuare, °C	Analiza chimică la oprirea suflării, %		Feroaliaje adăugate pentru dezoxidare şi aliere, kg				Analiza chimică finală, %				Asimilarea aluminiului, %
	C	Mn	FeMn	FeSi	Al	Altele	C	Si	Mn	Al	A_{Al}
1 680	0,10	0,36	75* / 400	66* / 600	60**+140	—	0,10	0,25	0,53	0,01	8,75
1 610	0,04	0,15	75 / 850	66 / 650	70+230	cocs 120	0,12	0,20	0,40	0,01	5,83
1 690	0,07	0,32	75 / 500	66 / 600	80+120	cocs 80	0,09	0,18	0,52	0,008	7,00
1 710	0,03	0,31	75 / 600	66 / 650	80+280	cocs 160	0,07	0,21	0,51	0,008	4,37
1 700	0,04	0,13	75 / 1900	66 / 1000	80+300	CaSi=170 cocs=200	0,15	0,40	1,08	0,105	48,35
1 680	0,09	0,24	75 / 1200	66 / 550	20+100	CaSi=170 cocs=140	0,14	0,26	0,75	0,015	21,87
1 650	0,07	0,26	—	—	360	—	0,06	0,01	0,27	0,043	20,90
1 670	0,04	0,14	75 / 400	—	80+250	—	0,04	0,01	0,23	0,032	17,50
1 650	0,12	0,23	75 / 1000	66 / 600	40+140	—	0,18	0,27	0,57	0,005	8,75
1 630	0,10	0,13	75 / 3200	66 / 600	80+250	CaSi=200	0,15	0,29	1,40	0,015	8,20

* $\frac{\text{conţinutul de element din feroaliaj, \%}}{\text{cantitatea de feroaliaje adăugată, kg}}$;
** s-a adăugat în două porţii.

Tabelul 2

Şarje dezoxidate cu aluminiu adăugat pe bare portaluminiu

Temperatura de evacuare, °C	Analiza chimică la oprirea suflării, %		Feroaliaje pentru dezoxidare şi aliere, kg				Analiza chimică finală, %				Asimilarea aluminiului, %
	C	Mn	Mn	FeSi	Al	Altele	C	Si	Mn	Al	A_{Al}
1 687	0,09	0,30	75*/500	45*/800	80**+240	—	0,09	0,23	0,66	0,074	40,46
1 649	0,08	0,26	75/1200	45/850	40+240	—	0,12	0,24	0,80	0,055	34,37
1 686	0,05	0,20	75/3300	45/800	40+240	CaSi 170	0,18	0,38	1,78	0,036	22,50
1 745	0,06	0,29	75/850	66/600	50+240	CaSi 170	0,17	0,27	0,72	0,058	35,00
1 714	0,04	0,30	—	—	100+240	—	0,04	0,01	0,28	0,034	17,50
1 700	0,06	0,40	75/2400	66/1100	50+240	—	0,10	0,27	0,45	0,030	18,10
1 670	0,09	0,36	75/500	66/650	50+240	—	0,10	0,26	0,56	0,056	33,79
1 597	0,08	0,22	75/700	45/850	50+240	—	0,12	0,20	0,86	0,056	30,17
1 660	0,05	0,20	75/1400	66/650	80+240	cocs=80	0,12	0,40	0,70	0,070	38,28
1 600	0,08	0,30	75/500	45/800	50+240	—	0,09	0,22	0,68	0,058	35,45
1 625	0,07	0,28	75/650	66/650	100+120	cocs=80	0,15	0,25	0,55	0,038	30,81
1 595	0,07	0,35	75/1000	45/650	50+240	—	0,13	0,28	0,85	0,056	34,15
1 700	0,05	0,30	75/850	45/600	50+180	cocs=80	0,14	0,26	0,69	0,037	28,61
1 660	0,07	0,28	75/500	66/650	50+180	cocs=80	0,15	0,26	0,55	0,040	30,45
1 600	0,09	0,32	75/500	45/700	100+180	—	0,10	0,27	0,65	0,062	38,81
1 590	0,10	0,29	75/650	45/600	75+180	CaSi=170	0,12	0,27	0,56	0,051	35,14
1 620	0,08	0,25	75/700	45/800	50+240	—	0,09	0,22	0,85	0,061	37,19
1 620	0,11	0,35	75/500	66/650	100+180	—	0,12	0,27	0,58	0,068	42,48
1 650	0,09	0,30	75/500	45/600	50+240	—	0,10	0,26	0,50	0,057	34,45
1 610	0,12	0,27	75/500	45/650	100+180	—	0,13	0,28	0,67	0,064	40,15

* $\frac{\text{conţinutul de element din feroaliaj, \%}}{\text{cantitatea de feroaliaje adăugate, kg}}$;

** s-a adăugat în două porţii.

adăugare a aluminiului pe jgheabul de feroaliaje și pe portbarele din aluminiu.

Asimilarea aluminiului a fost calculată din datele primare de șarjă cu ajutorul relației:

$$A_{Al} = \frac{G_s \cdot [\%Al]}{q_{Al}}, \ \% \qquad (1)$$

în care:

A_{Al} este asimilarea aluminiului, %;
G_s — greutatea șarjei, kg;
[%Al] — conținutul final de aluminiu;
q_{Al} — cantitatea de aluminiu administrată, kg.

Se observă clar că în prima variantă (tab. 1) asimilarea este mult redusă, media situindu-se în jurul valorii de 10%, spre deosebire de varianta a doua — cu adăugarea aluminiului pe bare — în care media asimilării este de 30%.

Figura 3 reprezintă sugestiv influența temperaturii de evacuare asupra asimilării aluminiului și se poate vedea clar că aceasta crește în medie cu 70—80% la folosirea barelor port-aluminiu, regulă respectată și în cazul analizei influenței conținutului de carbon la oprirea suflării (fig. 4).

Valorile parametrilor tehnologici de elaborare au fost prelucrate statistic, obținîndu-se ecuații de regresie de forma:

$$y_i = a_0 + a_i x_i + a_2 x_1^2 \qquad (2)$$

în care:

y_i este asimilarea aluminiului, %;
x_i — parametru de elaborare cu influență asupra asimilării aluminiului;
a_i — coeficienții numerici ($i = 0-2$).

Mărimile prezentate în tabelul 3 au un caracter orientativ.

Concluzii

Noua tehnică de adăugare a aluminiului pentru dezoxidare și aliere, pentru șarjele cu prescripții de aluminiu în compoziția chimică pe portbarele de aluminiu, elimină o serie de

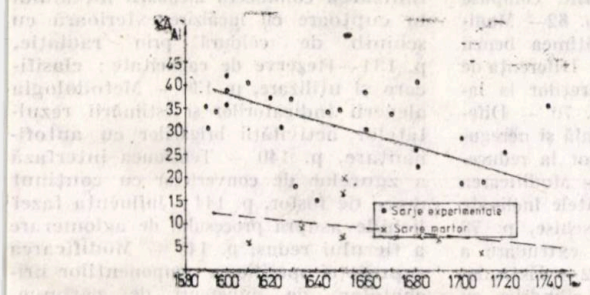


Fig. 3. Variația asimilării aluminiului în funcție de temperatura de evacuare

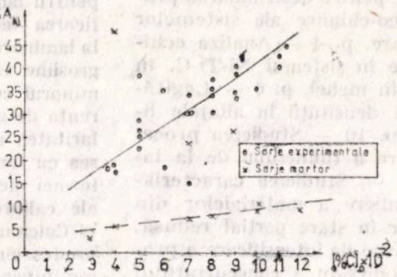


Fig. 4. Variația asimilării aluminiului în funcție de conținutul de carbon la oprirea suflării

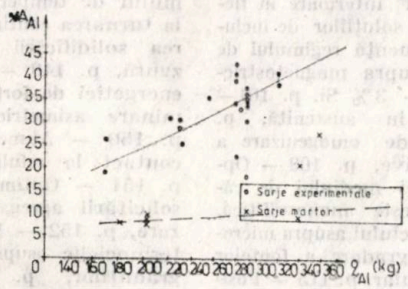


Fig. 5. Variația asimilării aluminiului în funcție de cantitatea de aluminiu adăugată

Tabelul 3

Ecuații de regresie ale asimilării aluminiului, A_{Al}

Parametrul independent*	Ecuația de regresie
Temperatura de evacuare	$A_{Al} = 48{,}78 - 7{,}95 \times 10^{-3} \cdot T_{ev.} - 2{,}83 \times 10^{-6} \times T_{ev.}^2$;
Conținutul de carbon la oprirea suflării	$A_{Al} = 23{,}5 + 83{,}74 \times [\%C]_0 + 386{,}37 \times [\%C]_0^2$;
Cantitatea de aluminiu administrată	$A_{Al} = 30{,}51 + 2{,}71 \times 10^{-3} \times q_{Al} + 7{,}02 \times 10^{-6} \times q_{Al}^2$.

* T_{ev}, °C — temperatura de evacuare; $[\%C]_0$, % — conținutul de carbon al băii metalice la oprirea suflării oxigenului; q_{Al}, kg — cantitatea de aluminiu administrată pentru dezoxidare

inconveniente prezente și inevitabile în vechea tehnologie, aceasta prezentînd o serie de avantaje cum ar fi: asigurarea unui contact permanent între dezoxidant (aluminiu) și baia metalică; eliminarea totală a posibilității de îmbrăcare a aluminiului în zgură, fenomen ce împiedică dezoxidarea; eliminarea posibilității oxidării aluminiului cu oxigenul din atmosferă și din zgură (FeO); creșterea simțitoare a asimilării aluminiului în baia metalică; micșorarea consumului specific de aluminiu; posibilitatea ridicată de control asupra asimilării; dizolvarea constantă și rapidă a aluminiului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Tripșa, I., Pumnea, C. *Dezoxidarea oțelurilor.* București, Editura tehnică, 1981.

[2] Wadby, P. H., Salter, W. J. M. *Study of Dezoxidation of Molten Iron by Aluminium.* In: Journal of Iron and Steel Institute, Anglia, iulie 1971.

[3] * * * Brevet de invenție, R.S.R., nr. 87820.

REVISTA REVISTELOR

Iz. VUZ, Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 1, 1987

Analiza fizico-chimică a zgurelor feroase cu bazicitate ridicată, p. 1 — Modelul geometric pentru determinarea proprietăților fizico-chimice ale sistemelor metalice terțiare, p. 4 — Analiza echilibrelor de faze în sistemul Ni-Ti-C, în zonele bogate în nichel, p. 6 — Legitățile modificării densității în aliajele lichide de fier, p. 10 — Studierea proceselor de oxidare a țunderului de la laminare, p. 14 — Studierea caracteristicilor de înmuiere a materialelor din minereu de fier în stare parțial redusă, p. 18 — Probleme de intensificare a proceselor de aglomerare a concentratului calcinat magnetic din Lisakovsk, p. 21—Noutăți în studierea mecanismului de supraumezire a șarjei în strat aglomerat, p. 23 — Estimarea regimului gazodinamic de topire la conducerea automată a mersului furnalului, p. 27 Studii teoretice și experimentale ale comportării oxizilor metalelor de pămînturi rare la tratarea în afara cuptorului, p. 30 — Interacțiunea oxizilor de azot cu fierul lichid, p. 33 — Estimarea gradului de oxidare a fierului în gazele evacuate din procesul de convertizor, p. 36 — Studierea suflării cu oxicombustibil cu mai multe jeturi în baia de convertizor prin partea inferioară, p. 39 — Studierea conținuturilor remanente de siliciu în oțelul de convertizor cu insuflare de oxigen, p. 44 —Elaborarea metodologiei de modelare a hidrodinamicii metalului la vidarea porționată, p. 46 — Termodinamica interacțiunii azotului cu aliajele de nichel lichide, p. 49 — Cele mai simple variante ale metodei erorilor ponderate în utilizarea la ecuațiile de echilibru în condițiile prelucrării metalelor prin presare, p. 52 — Evidența durificării la calculul parametrilor de laminare la rece în calibrele cu patru cilindri, p. 58 — Calculul tensiunilor în dornurile compuse pentru laminarea țevilor, p. 62— Modificarea temperaturii pe lățimea benzii la laminarea la rece, p. 68 — Diferența de grosime transversală a pereților la laminorul cu trei cilindri, p. 70 — Diferența de grosime transversală și neregularitatea interioară a țevilor la reducerea cu tensionare, p. 73 — Modificarea formei metalului în elementele înclinate ale calibrelor fasonate deschise, p. 78 — Calculul eforturilor de extrudare a produselor cilindrice, p. 82— Extrudarea inversă a produselor cilindrice cu poanson conic, p. 85 — Calculul presiunii la presarea izostatică a materialelor pulverulente, p. 88 — Influența alierii asupra frecării interioare în fierul-α, p. 90—Teoria soluțiilor de incluziuni, p. 95 — Influența regimului de laminare la rece asupra magnetostricțiunii aliajului Fe — 3% Si, p. 101— Difuzia carbonului în austenită, p. 105— Tratamentul de omogenizare a aliajelor înalt coercitive, p. 109 — Optimizarea compoziției mediului de călire pe bază de leșie monosulfitică, p. 112— Influența siliciului asupra micromecanismului de degradare a fontelor feritice cu grafit nodular, p. 115 — Posibilitățile de creștere a rezistenței la temperaturi joase a oțelului de tip 15L prin dezoxidarea fără siliciu și modificarea cu silico-calciu, p. 118 — Rezolvare aproximativă a problemei încălzirii corpurilor masive prin radiație și convecție concomitente, p. 121 — Folosirea planificării experimentelor la studierea proprietăților termofizice ale amestecurilor de minereuri și cărbune în procesul de încălzire, p. 124 — Elaborarea construcțiilor de arzătoare cu gaze pentru viteze mari, p. 128 — Optimizarea conducerii încălzirii metalului în cuptoare cu încălzire exterioară cu schimb de căldură prin radiație, p. 131—Rezerve de capacitate: clasificare și utilizare, p. 136 — Metodologia alegerii indicatorilor și estimării rezultatelor activității brigăzilor cu autofinanțare, p. 140 — Tensiunea interfază a zgurelor de convertizor cu conținut mare de fosfor, p. 144 — Influența fazei lichide asupra procesului de aglomerare a fierului redus, p. 145 — Modificarea suprafeței specifice a componenților brichetelor de minereuri de cărbune, p. 146 — Estimarea eficienței curățării oțelului de incluziunile sulfurice cu filtre de oxid, p. 147 — Modelarea regimului de temperatură a oțelului lichid la turnarea continuă, p. 148 — Modelarea solidificării lingoului retopit sub zgură, p. 149 — Calculul parametrilor energetici de forță ai procesului de laminare asimetrică a benzilor subțiri, p. 150 — Alunecarea pe suprafața de contact la refularea corpurilor înalte, p. 151 — Optimizarea compoziției și a solicitării agregatelor liniei de metalizare, p. 152 — Influența tratamentului termociclic asupra mobilității limitelor grăunților, p. 153 — Particularitățile formării structurii în aliajele de Fe cu 18—33 % Cr și 11—13 % Co, p. 154— Alegerea acțiunii de conducere asupra încălzirii metalului, p. 156 — Asigurarea posibilității premierii pentru economia de resurse materiale în brigăzile cu autofinanțare din metalurgie, p. 158.

Ing. C. Tațian și ing. C. Ogîrlaci
Combinatul siderurgic-Reșița

Considerații privind căptușelile monolitice acide ale oalelor de turnare

CZ : 621.746.32

În condițiile intensificării continue a proceselor de elaborare a oțelului, devine din ce în ce mai pregnantă necesitatea utilizării unor materiale refractare de calitate corespunzătoare, atît pentru traseul de turnare cît și pentru oala de turnare. În acest context, în numeroase țări industrializate se remarcă o activitate asiduă pe linia îmbunătățirii comportării în exploatare a produselor refractare pentru turnarea oțelului, în paralel cu asigurarea unei baze de materii prime ieftine și de calitate corespunzătoare.

Acordarea unui interes deosebit căptușelilor refractare pentru oala de turnare se datorește faptului că, pe de o parte, ponderea consumului de refractare pentru acest agregat reprezintă peste 30% din consumul total al unei oțelării, iar pe de altă parte oala de turnare constituie unul din punctele principale ale traseului de turnare, unde se poate acționa pentru reducerea consumului specific de materiale refractare.

Ceea ce s-a putut constata este faptul că, indiferent de natura materialului refractar pentru oală, acesta trebuie să aibă o compactitate cît mai mare, o precizie dimensională perfectă și o constanță de volum bună la temperatura de utilizare. Se recomandă chiar o dilatare a materialului refractar la temperatura de turnare a oțelului.

Așadar, s-a trecut la utilizarea pe scară largă a unor materii prime acide (cuarțite și nisipuri) la căptușirea oalelor de turnare a oțelului, sub formă de mase ștampate, ca urmare a următoarelor avantaje tehnico-economice: reducerea manoperei specifice, reducerea consumului de combustibil, îmbunătățirea durabilității în exploatare, facilitatea punerii în operă, valorificarea superioară a unor materii prime abundente etc.

Confecționarea căptușelilor monolitice se face astăzi într-un timp record, prin aplicarea unor procedee noi, bine puse la punct în ultimii ani (torcretare, ștampare, aruncare, vibrare etc.) cu ajutorul unor instalații complet mecanizate sau automatizate.

Nisipul de Mihăiești-Popești. În general, masele acide de ștampare, naturale sau sintetice, sînt diferențiate prin compoziția lor granulometrică, însă au o compoziție chimică oarecum apropiată.

Majoritatea maselor acide au conținutul de bioxid de siliciu cuprins, de regulă, între 83 și 89%, iar conținutul de alumină, între 6 și 9%, cu rare abateri în afara acestor limite. Restul de oxizi fondanți reprezintă în totalitate o pondere redusă (1,5—3,5%).

Sub aspect granulometric masele acide au în general granulații foarte fine, caracterizate prin treceri de peste 50% pe sita nr. 0,09 (STAS 1077-67), din care peste 30% treceri pe sita nr. 0,06 (STAS 1077-67).

Refractaritatea diverselor tipuri de mase este în general redusă (max. 1670°C), multe din acestea avînd această caracteristică sub limita admisă pentru materialele refractare (1480—1590°C).

Un exemplu tipic de masă naturală acidă utilizată la executarea căptușelilor monolitice ale oalelor de turnare în oțelării îl constituie nisipul cuarțos de Popești-Mihăiești. Este cazul unui zăcămînt de nisip de natură dendritică sedimentară, din zona localităților Popești-Mihăiești (jud. Cluj), exploatabil la suprafață.

După cum reiese din tabel, acest sort de nisip se caracterizează printr-un conținut ridicat de silice și prin proporții relativ reduse de fondanți, ceea ce garantează conținuturi reduse de fază lichidă la temperatura de utilizare. În baza acestor rezultate, nisipul de Popești-Mihăiești corespunde, în sistemul binar $Al_2O_3—SiO_2$, maselor din zona eutecticului binar E (1595°C); aceste compoziții se caracterizează prin viscozități relativ mari la și peste temperatura lichidus, ceea ce reduce considerabil tendința de „curgere" și spălare a acestora prin antrenarea lor de către oțelul lichid și zgura aferentă acestuia.

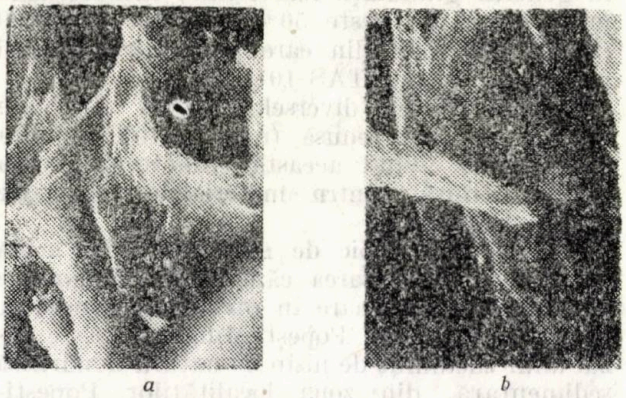
Sub aspect mineralogic, masa acidă de Popești-Mihăiești se caracterizează printr-o proporție ridicată de β-cuarț (84,0—86,0%) ca fază principală, alături de conținuturi relativ joase de caolinit (8—12,0%) și fază amorfă criptocristalină (4—6,0%).

Difractograma aferentă masei acide de Popești-Mihăiești în stare crudă relevă prezența predominantă a β-cuarțului prin frecvența mare a pic-urilor, caracteristice acestui component mineralogic.

Conform datelor experimentale, comportarea la ardere a acestor mase acide se caracterizează printr-o dilatare liniară de circa 1,5% pînă la 600—700°C, ca urmare a dublului efect al dilatării cuarțului și transformării lui polimorfe la 575°C. La temperatura ambiantă este stabil β-cuarțul cristalizat în sistemul romboedric trapezoidal. La 575°C, acesta se transformă în α-cuarț cristalizat în sistemul hexagonal. Efectul termic însoțitor, de circa 7,8 cal/g, este relativ slab și depinde de suprafața specifică. Cu toate că punctul de transformare este precis, totuși transformarea începe să se

pregătească la o temperatură cu 30°C mai mică, după cum reiese și din alura curbelor aferente analizelor termice efectuate pe nisipul Popești.

Din examinarea derivatogramei aferente nisipului de Popești, rezultă ca evidentă o pierdere în greutate a acestuia, de amplitudine atenuată, la circa 80—100°C, însoțită de un



a *b*

Fig. 1. Microfotografia electronomicroscopică a materialului refractar:
a — la limita zonei fritate (×1000); *b* — la limita zonei topite (×3000)

efect endoterm relativ slab; aceste efecte sînt caracteristice procesului de pierdere a apei libere.

Cel de-al doilea efect de scădere în greutate, însoțit de un efect endoterm caracteristic, deși apare încă de la 400°C, devine ponderal în jurul temperaturii de 570°C; prin urmare aceste efecte sînt proprii transformării polimorfe a cuarțului, anterior prezentată. Panta ușor descendentă a curbelor TG și DTG, între 400 și 500°C, respectiv alura ușor aplatisată a curbei ATD în acest interval, denotă totuși procesul de pierdere a apei de constituție din caolinit, proces mascat de fenomenul de dilatare și transformare a cuarțului.

Sub aspectul constanței de volum, în continuare pînă la 1 000°C, nu se mai înregistrează variații dimensionale, însă, peste această temperatură, apar contracții datorită fritării argilei. Peste 1 300°C aceste contracții (în funcție de conținutul de Al_2O_3) sînt mai mult sau mai puțin compensate prin creșterea importantă de volum care însoțește transformarea ireversibilă a cuarțului prin intermediul metacristobalitului în α-cristobalit.

Dacă la 1 400°C se aplică o sarcină de 1 kgf/cm², are loc o contracție mai mare sau mai mică, urmată din nou de o dilatare, în funcție de compoziția chimică a masei respective. Din curbele de dilatare și de fluaj rezultă că o compoziție (B) cu conținut mai ridicat de alumină, la 1 300—1 400°C, sub acțiunea unei forțe de 1 kgf/cm², prezintă o compactare puternică, în timp ce o compoziție (A) mai săracă în alumină, după o ușoară contracție, începe să se umfle.

În procesul de temperare-activizare, căptușeala monolitică din nisip de Popești capătă o textură și o structură zonală, diferențiate prin compactitate și compoziție, în funcție de gradientul de temperatură realizat. Această diferențiere structurală este materializată prin următoarele zone distincte:

— zona uscată, în contact direct cu căptușeala permanentă, care este în esență o matrice de argilă și de fracțiuni fine de cuarț, în care sînt înglobate granule grosiere de cuarț. Liantul propriu-zis e matricea de argilă cu cuarț fin. În această zonă intensitatea cîmpului termic e mult inferioară temperaturii de înmuiere a matricei argiloase. În această zonă textura masei e relativ slabă, ceea ce permite absorbția tuturor tensiunilor dezvoltate în urma dilatărilor termice ale variațiilor de volum care însoțesc transformările cuarțului spre fața caldă; porozitatea aparentă a masei în această zonă este de 24—26%;

— zona fritată, în care temperatura relativ înaltă a determinat topirea matricei argiloase cu incluziuni de cuarț fin și formarea unei faze vitroase. Cuarțul s-a transformat în cristobalit în proporție relativ redusă (sub 5%), iar zgurifi.carea nu s-a extins; porozitatea masei în această zonă este practic neschimbată (~25%), (fig. 1, *a*);

— zona topită, la interfața zgură—oțel lichid, în care oxizii din zgură sînt infiltrați în proporție mai mare sau mai mică între granulele de cuarț, coborînd punctul de înmuiere al fracțiunii fine fritate și conducînd la formarea unei faze lichide fluide, odată cu creșterea temperaturii.

Suprafața acestei zone este, în general, bine delimitată, fiind uniform glazurată cu o masă de natură faialitică (fig. 1, *b*).

Sub stratul de glazură faialitică, zona topită se prezintă ca un conglomerat intim de cristale de cuarț și cristobalit, într-o masă amorfă criptocristalină.

Granulele de cuarț, în zona topită, sînt parțial transformate în cristobalit (15—30%), iar porozitatea aparentă a masei în această zonă este de 12—14%, ca urmare a fenomenului de înmuiere a masei urmată de subrăcirea ei.

Din examinarea eșantioanelor de masă acidă după exploatare, s-a constatat următoarea distribuție pe adîncime a celor trei zone: zona topită, cu o adîncime de 3—5,0 mm; zona fritată, cu o adîncime de 10—15,0 mm; zona uscată, în spatele zonei fritate, pînă la zidăria de durată.

Masa este corect fritată, cu o suprafață netedă, lucioasă și compactă.

Concluzii

În baza celor prezentate asupra nisipului de Popești se evidențiază următoarele:

Caracteristica	Valoarea
SiO_2, %	84...90,0
Al_2O_3, %	6...9,0
P.C., %	2,5...4,0
Părți levigabile, %	18...23
Diametrul maxim al granulelor, mm	5,0
Rezistența la compresiune, în stare crudă la umiditatea de 10%, N/cm^2·min	6,0
Rezistența la compresiune în stare uscată la 105°C, N/cm^2·min	40,0
Umiditatea, %	7...14
Fe_2O_3, %	0,4...1,76
CaO, %	0,26
MgO, %	0,21
(Na, K) O, %	—
Refractaritatea, IP min.	165—167
Plasticitatea Pfefferkorn, % cca	31,5

— masa acidă de Popești, în condițiile utilizării acesteia la căptușirea oalelor de turnare, prezintă o compactitate optimă, o precizie dimensională adecvată și o bună constanță de volum în domeniul temperaturilor de deșarjare-turnare a oțelului lichid;

— pe baza experienței acumulate, se estimează că masele acide cu comportare optimă, utilizate la căptușirea oalelor de turnare, se încadrează în următoarele limite ale compoziției chimice: 84—88% SiO_2, 6—8% Al_2O_3, 3—4% P.C., 3% rest oxizi fondanți. Masa acidă de Popești este un exemplu tipic de încadrare în aceste limite;

— coroziunea căptușelii acide pe bază de nisip de Popești este preferențială în primul rînd la nivelul fracțiunii amorfe și vitroase și în al doilea rînd asupra metacristobalitului și a cristobalitului. Cuarțul, componentul cel mai stabil, este puțin atacat și se găsește adesea în zgură datorită spălării acestuia. Din acest motiv, e indicat ca masele acide de ștampare să fie obținute din cuarțite cu transformare lentă și din argile pure;

— temperatura de înmuiere a masei acide este cît mai apropiată de temperatura de turnare a oțelului lichid, ceea ce contribuie la o fritare adecvată a masei acide;

— pe parcursul exploatării, căptușelile monolitice pe bază de nisip de Popești nu favorizează formarea scoarțelor de oțel, întrucît sînt caracterizate printr-o conductivitate termică redusă (cca 0,5 Kcal/m^2.h.°C);

— demolarea căptușelii uzate, la încheierea campaniei de lucru a oalei, este un proces deosebit de ușor de executat, iar durata sa este foarte scurtă, în comparație cu cazul zidăriilor inelare din cărămizi fasonate.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Slag atlas*. Verlag Stahleisen MBH, Dusseldorf, 1981, p. 31.

[2] Chesters, J. H. *Refractories for iron and steel making*. The Metals Society, London, 1974, p. 273—187.

[3] * * * *The making, shaping and treating of steel*. United States Steel 9-th Edition, Pittsburg, 1970, p. 525—531.

[4] Becherescu, D., Cristea, V. și Marx, Fr. *Metode fizice în chimia silicaților*. Editura științifică și enciclopdică, București, 1977, p. 368—378.

REVISTA REVISTELOR

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 11, 1986

Situația actuală și perspectivele fabricării metalelor, p. 929 — Recuperarea selectivă a siliciului, niobiului sau manganului din fonta brută, cu fondanți pe bază de Fe_2O_3 prin metoda extragerii fondantului, p. 952 — O metodă de recuperare a borului din fonta brută și a oxidului de bor din zgură, p. 949—Identificarea aglomerărilor de alumină și a incluziunilor exogene din prafurile din cristalizor la sleburile turnate continuu, p. 955— Robot comandat bilateral pentru condiționarea interiorului țevii, p. 963 — Influența adaosului de bor asupra proprietăților de rupere la fluaj ale aliajului Hastelloy XR într-un mediu de heliu impur, p. 968 — Rezistența la oboseală și stabilirea rezistenței la oboseală în condiții de coroziune ale cordoanelor de sudură de la oțelul de construcții cu defecte plane, p. 977 — Influența microstructurii asupra proprietăților mecanice ale tablei din oțel C-Mn cu rezistență mare, laminate la cald, p. 985—Proprietățile mecanice ale sîrmelor Fe-Ni-Si-C și Fe-Ni-Cr-Si-C obținute prin centrifugarea topiturii, p. 993—Descrierea generală a creșterii dendritelor în cursul solidificării unidirecționale a aliajelor, p. 1002 —Sistem pentru controlul compoziției chimice a minereului de fier aglomerat, p. 1008 — Un dispozitiv pentru măsurarea profilului încărcăturii în furnal folosind un nou tip de radar cu microunde, p. 1009 — Reducerea la minimum a fluctuațiilor nivelului băii din cristalizor, p. 1010 — Dispozitiv pentru controlul lubrifierii cristalizorului în timpul turnării continue a oțelului, p. 1011.

Cercetări privind tragerea țevilor capilare pe dorn deformabil

Conf. dr. ing. E. Cazimirovici
și ing. M. Târcolea
Institutul politehnic — București

CZ : 621.778 : 669—462

Tragerea pe dorn deformabil este o tehnologie propusă în ultimul timp pentru țevile capilare și, ca atare, nu are creată pînă în prezent baza teoretică din care să rezulte precis condițiile în care are loc deformarea.

Se recomandă astfel tragerea pe dorn din cupru, aliaje ușor fuzibile sau chiar din apă înghețată [1]. În cazul dornului de cupru, se recomandă ca după tragere să se aplice tratamentul termic de refacere a structurii (recoacere sau călire de punere în soluție în cazul oțelurilor inoxidabile), iar în continuare dornul, care prezintă acum o plasticitate mult mai ridicată decît țeava, să fie supus unui proces de întindere prin care diametrul său se reduce suficient pentru a fi extras din țeavă, fără a mai fi necesară executarea operației de evazare prin deformarea transversală a țevii.

În cazul dornului din aliaj ușor fuzibil, acesta se extrage din țeavă prin simpla încălzire pînă la punctul de topire și scurgere a aliajului din țeavă. În acest caz, aliajul pentru dorn trebuie astfel ales încît să nu se producă „umectarea" reciprocă a celor două materiale metalice în contact, respectiv aliajul dornului să aibă o tensiune superficială mult mai mare decît a oțelului țevii.

În ceea ce privește posibilitățile de reducere a grosimii peretelui țevii trase pe dorn deformabil, literatura de specialitate menționează doar că aceasta este proporțională cu reducerea de diametru aplicat, deci mult prea puțin pentru a se putea stabili o tehnologie viabilă de tragere.

Condițiile de tragere și rezultatele cercetării experimentale. Tragerile pe dorn deformabil s-au executat pe un banc experimental de tragere, existent în dotarea catedrei de siderurgie de la Institutul politehnic-București, cu o forță de tragere de 5 KN, o lungime activă de 1,2 m și o viteză de tragere de 0,1 m/s, folosindu-se țevi semifabricate cu dimensiunile Ø 6,4—6,7 × 0,57 mm, în stare moale, din material W1·4435.

S-au experimentat trageri atît pe dorn din cupru electrolitic, cu diametrul Ø 4,53 mm, aflat în stare recoaptă, cît și pe dorn din plumb. Tragerile pe dorn din cupru s-au executat pînă la un diametru exterior de Ø 4,00 mm (ε_{tot} = 54,83%), în 6 treceri, cu reduceri ale diametrului cuprinse între 4,2—9,65%, folosindu-se filiere din carburi metalice pentru trefilare și lubrifiant parafină clorurată.

Datorită faptului că diametrul dornului din cupru a fost de Ø 4,53 mm, din reducerea totală aplicată de 54,83%, s-a tras la gol cu o reducere de 12,67%, pînă la un diametru exterior de 5,67 mm, iar în continuare cu o reducere de 48,27 pe dornul din cupru.

Pentru extragerea dornului de cupru din țeavă, aceasta s-a supus tratamentului termic de precipitare prin călire de la 1 000°C în apă, după care dornul a fost supus unei alungiri prin tragere de 18,7%, ceea ce a asigurat o reducere a diametrului, suficientă pentru a permite extragerea dornului fără efort, respectiv diametrul dornului s-a micșorat de la 3,16 mm la 2,90 mm.

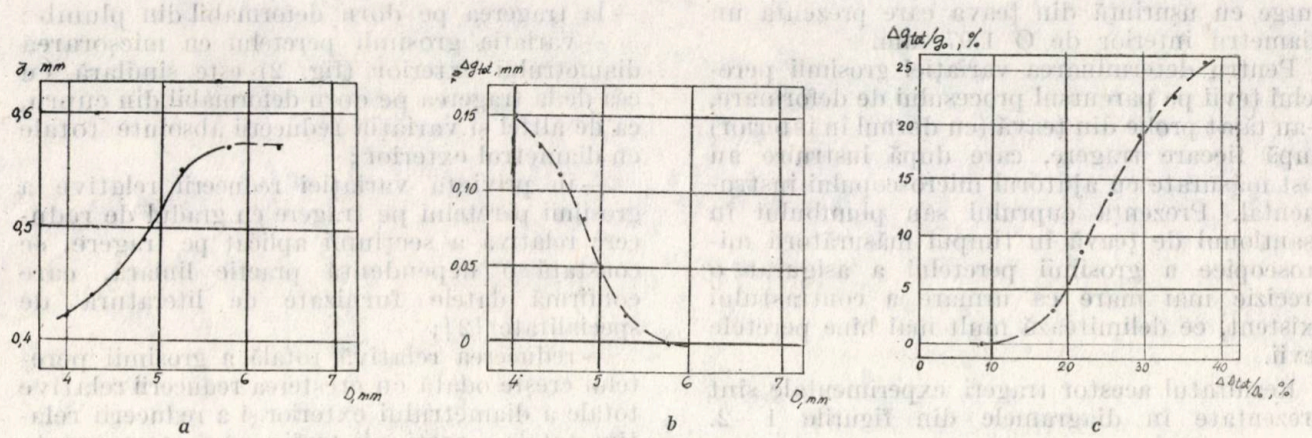
Temperatura de călire a fost redusă sub cea recomandată pentru oțelul luat în studiu, deoarece există pericolul topirii dornului din cupru. Cu toate că temperatura de tratament a fost inferioară punctului de topire a cuprului s-a constatat apariția punctelor de sudură între țeavă și dorn produse în timpul încălzirii ca urmare a presiunii existente între cele două materiale metalice ale sculei și țevii.

Avînd în vedere această situație, s-a trecut la executarea întîi a unui tratament de recoacere a dornului din cupru prin încălzire la 700°C, la extragerea acestuia și apoi la un tratament de călire pentru oțelul țevii. În aceste condiții dornul s-a extras mult mai ușor, aplicîndu-se o alungire de numai 9,75%, ceea ce a dus la o reducere a diametrului dornului de la 3,16 la 3,02 mm.

Prezența punctelor de sudură între țeavă și dorn din primul caz a fost pusă în evidență prin creșterea forței pentru întinderea dornului de la 1450 N, cînd temperatura de tratament a fost de 700°C, la 1 700 N, pentru proba călită de la 1 000°C, pentru aceeași secțiune de dorn. De asemenea, s-au constatat pe suprafața dornului extras din țeava călită de la 1 000°C „ciupituri" de material.

Tragerile pe dorn de plumb s-au executat pînă la un diametru exterior al țevii de Ø 2,61 mm (ε_{tot} = 78,92%), în 10 treceri, cu reduceri ale diametrului cuprins între 4,74 și 13%, folosindu-se aceleași condiții ca și în cazul tragerii pe dorn de cupru, respectiv filiere pentru trefilare din carburi metalice și parafină clorurată ca lubrifiant.

Introducerea plumbului în țeavă (șpițuită în prealabil, deci închisă la capul anterior) s-a efectuat prin turnare (țeava fiind preîncălzită la circa 100—150°C), iar evacuarea lui după ultima tragere s-a realizat prin topire, încălzirea țevii făcîndu-se la 400°C, temperatură care asigură o supraîncălzire a plumbului topit și, deci, o fluiditate suficient de mare pentru a



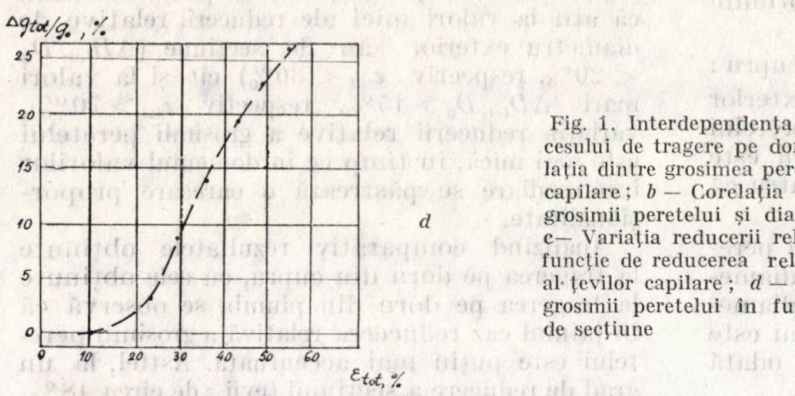
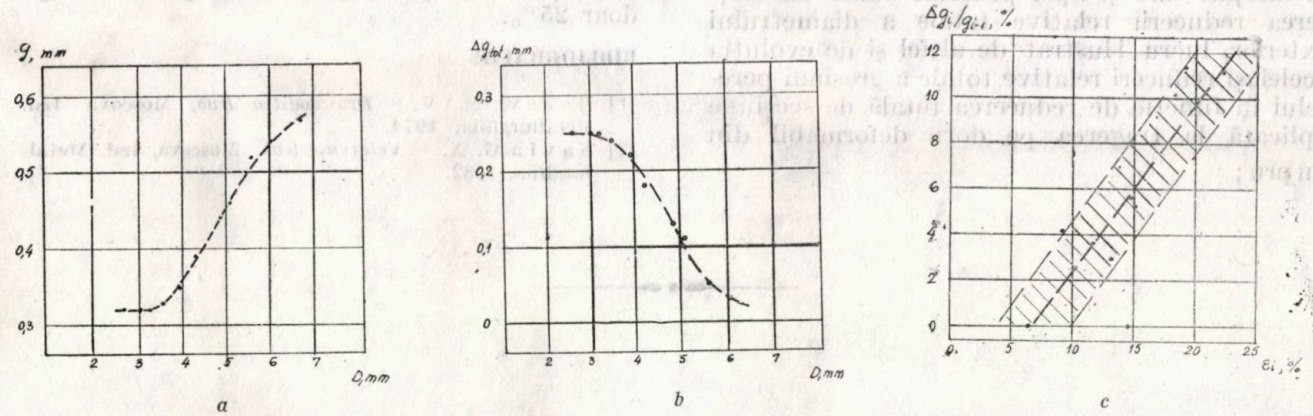


Fig. 1. Interdependența dintre principalii parametri ai procesului de tragere pe dorn deformabil din cupru : *a* — Corelația dintre grosimea peretelui și diametrul exterior al țevilor capilare ; *b* — Corelația dintre reducerea absolută totală a grosimii peretelui și diametrul exterior al țevilor capilare ; *c* — Variația reducerii relative totale a grosimii peretelui în funcție de reducerea relativă totală a diametrului exterior al țevilor capilare ; *d* — Variația reducerii relative totale a grosimii peretelui în funcție de reducerea relativă totală de secțiune



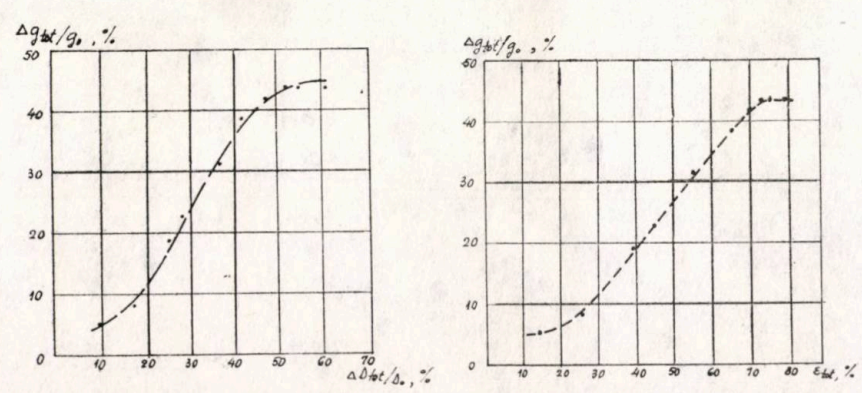


Fig. 2. Interdependența dintre principalii parametri ai procesului de tragere pe dorn deformabil din plumb : *a*— Corelația dintre grosimea peretelui și diametrul exterior al țevilor capilare ; *b* — Corelația dintre reducerea absolută totală a grosimii peretelui și diametrul exterior al țevilor capilare ; *c* — Dependența reducerii relative a grosimii peretelui țevilor capilare de reducerea de secțiune aplicată ; *d* — Variația reducerii relative totale a grosimii peretelui țevilor capilare în funcție de reducerea relativă totală a diametrului exterior ; *e* — Variația reducerii relative totale a grosimii peretelui cu reducerea relativă totală de secțiune aplicată

curge cu ușurință din țeava care prezenta un diametru interior de Ø 1,97 mm.

Pentru determinarea variației grosimii peretelui țevii pe parcursul procesului de deformare, s-au tăiat probe din țeavă (cu dornul în interior) după fiecare tragere, care după lustruire au fost măsurate cu ajutorul microscopului instrumental. Prezența cuprului sau plumbului în eșantionul de țeavă în timpul măsurătorii microscopice a grosimii peretelui a asigurat o precizie mai mare ca urmare a contrastului existent, ce delimitează mult mai bine peretele țevii.

Rezultatul acestor trageri experimentale sînt prezentate în diagramele din figurile 1—2.

Din analiza datelor experimentale obținute au reieșit următoarele:

— la tragerea pe dorn deformabil din cupru:

— pe măsura micșorării diametrului exterior al țevii, are loc și micșorarea grosimii peretelui (fig. 1); la început, cînd diametrul țevii este mare, micșorarea peretelui este mică, pentru ca apoi să fie mai accentuată;

— reducerea absolută totală a grosimii peretelui este cu atît mai mare cu cît scade diametrul exterior al țevii; la valori mari ale diametrului exterior reducerea grosimii peretelui este mică, pentru ca apoi să crească puternic odată cu micșorarea diametrului;

— reducerea relativă totală a grosimii peretelui reflectă și ea aceeași comportare, crescînd la început slab și apoi puternic odată cu creșterea reducerii relative totale a diametrului exterior, lucru ilustrat de altfel și de evoluția aceleiași reduceri relative totale a grosimii peretelui în funcție de reducerea totală de secțiune aplicată la tragerea pe dorn deformabil din cupru;

— la tragerea pe dorn deformabil din plumb:

— variația grosimii peretelui cu micșorarea diametrului exterior (fig. 2) este similară cu cea de la tragerea pe dorn deformabil din cupru, ca de altfel și variația reducerii absolute totale cu diametrul exterior;

— în privința variației reducerii relative a grosimii peretelui pe tragere cu gradul de reducere relativă a secțiunii aplicat pe tragere, se constată o dependență practic liniară, care confirmă datele furnizate de literatura de specialitate [2];

— reducerea relativă totală a grosimii peretelui crește odată cu creșterea reducerii relative totale a diametrului exterior și a reducerii relative totale a secțiunii țevii; se poate constata că atît la valori mici ale reducerii relative de diametru exterior sau de secțiune ($\Delta D_{tot}/D_0 < 20\%$, respectiv $\varepsilon_{tot} < 30\%$) cît și la valori mari ($\Delta D_{tot}/D_0 > 45\%$, respectiv $\varepsilon_{tot} > 70\%$), variația reducerii relative a grosimii peretelui este mai mică, în timp ce în domeniul valorilor intermediare se păstrează o oarecare proporționalitate.

Analizînd comparativ rezultatele obținute la tragerea pe dorn din cupru, cu cele obținute la tragerea pe dorn din plumb, se observă că în primul caz reducerea relativă a grosimii peretelui este puțin mai accentuată. Astfel, la un grad de reducere a secțiunii țevii ε de circa 48%, la tragerea pe dorn din cupru reducerea relativă a grosimii peretelui este de peste 26%, în timp ce la tragerea pe dorn din plumb atinge doar 25%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Rozov, N. V. — *Proizvodstvo trub*, Moscova Izd. Metallurghiia, 1974.

[2] Savin G. A. — *Volocenie trub*, Moscova, Izd. Metallurghiia, 1982.

Dr. ing. Al. Georgescu
Ministerul Industriei Metalurgice
ing. V. Năsui și ing. Gh. Duțu
Combinatul siderurgic — Galați

Contribuții la studiul și testarea capacității de lubrifiere a unsorilor plastice

CZ : 621.891.23

În industria siderurgică funcționează un număr mare de utilaje tehnologice și instalații în afară de mijloacele de transport, mașini-unelte, macarale, motostivuitoare etc. care concură la realizarea produsului finit.

Caracteristicile materiilor prime și ale tehnologiilor de fabricație impun utilaje complexe, care trebuie să funcționeze în condiții deosebite, cum ar fi : regimul continuu de exploatare ; mediul de lucru corosiv, abraziv sau umed ; temperaturi ridicate sau variații mari de temperatură ; vibrații, șocuri puternice, inversări de sens repetate ; contaminarea puternică cu apă a lubrifianților etc.

Aceste condiții severe de funcționare impun asigurarea unei lubrifieri eficiente, condiții de etanșare deosebite, prescrierea atentă a lubrifianților, controlul lor în exploatare, completarea sau schimbarea lubrifianților uzați la momentul oportun și urmărirea nivelurilor de uzură maximă.

Dată fiind valoarea foarte mare atît a utilajelor ca mijloace fixe, cît și a pierderilor de producție care se pot înregistra în urma defecțiunilor cauzate de o ungere necorespunzătoare, se impune în mod logic ca ungerea să se efectueze pe criterii științifice. Orice dereglare în funcționarea unui element din flux duce la pierderi importante de producție ; un minut de oprire poate costa foarte mult. Se știe din literatura de specialitate că peste 50% din accidentele tehnice care apar în procesul de producție în siderurgie au la bază o activitate de lubrifiere necorespunzătoare. Controlul planificării și executării ungerii este foarte dificil.

Cele arătate constituie motivația principală pentru un sistem de ungere îmbunătățit.

Realizarea lubrifierii în instalațiile siderurgice de bază (dat fiind numărul mare al punctelor de ungere care uneori depășește 72 000 la o singură secție) se face prin sisteme mecanizate și centralizate în proporție de circa 90%, astfel : stații automate de ungere cu unsoare ; stații automate de ungere cu ulei ; stații manuale de ungere ; stații individuale mecanizate ; reductoare cu sistem propriu de ungere, reductoare cu ungere prin barbotaj etc.

Punctele de ungere manuale necesită un personal numeros. Un factor important în ungere îl constituie lubrifiantul. O mare diversitate de uleiuri și unsori duce la probleme deosebite de aprovizionare, depozitare, manipulare, transport, recuperare, recondiționare etc. De aceea se caută a se optimiza ungerea prin reducerea sortimentelor de lubrifianți și înlocuirea lubrifianților din import. La Combinatul siderurgic — Galați, prin întocmirea fundamentată a necesarului de lubrifianți și a unor normative de recuperare, s-a redus numărul sortimentelor de lubrifianți de la circa 75 la 45, obținîndu-se și importante economii de materiale, energie, manoperă, piese de schimb și lubrifianți.

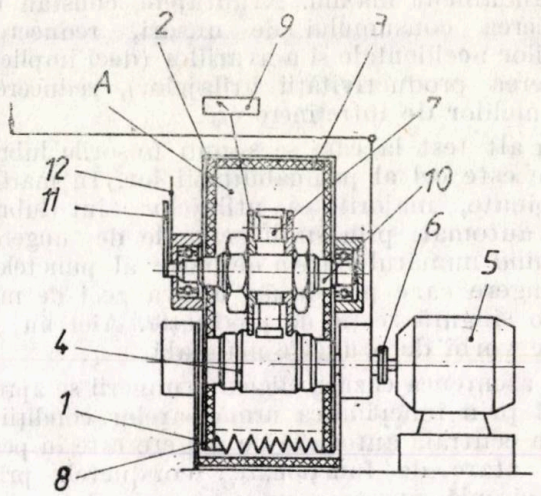


Fig. 1. Aparat pentru testarea calității de lubrifiere a unsorilor industriale : *1* — carcasă ; *2* — semicarcasă ; *3* — izolație termică ; *4* — arbore de antrenare ; *5* — motor de antrenare ; *6* — cuplaj ; *7* — rulment radial cu role cilindrice ; *8* — rezistență electrică ; *9* — termometru ; *10* — arbore antrenat la gripaj ; *11* — ac indicator ; *12* — cadru

Capacitatea unei unsori de a asigura ungerea utilajelor la anumite temperaturi de lucru se apreciază după punctul de picurare (STAS 37-67). Aceasta înseamnă că nici o unsoare nu poate fi folosită peste punctul de picurare (de obicei se recomandă utilizarea la temperaturi cu 20 — 30°C inferioare acestui punct) fără riscul de a deteriora utilajul. Există unsori care pot asigura ungerea și la temperaturi superioare punctului de picurare, acestea fiind unsorile aditivate special pentru temperaturi și presiuni ridicate, cum sînt unsorile cu bisulfură de molibden, unsorile termorezistente pe bază de grafit și altele.

Pentru a determina pînă la ce temperatură aceste unsori pot asigura ungerea, s-a construit un aparat care simulează condițiile de lucru din secțiile de producție. Acest aparat, existent la Combinatul siderurgic — Galați, funcționează pe principiul rotației unui rulment etalon într-o cuvă închisă în care temperatura se poate

regla continuu cu ajutorul unei rezistențe pînă la 300°C și cu posibilități de măsură și indicare cu ajutorul unui logometru cu cadran.

Ca metodă de lucru, se ia o cantitate determinată dintr-o probă de unsoare, se introduce în rulment, apoi se pornește aparatul. Unsoarea încercată va putea asigura ungerea rulmentului etalon la o anumită temperatură de lucru (în creștere sau staționară), un anumit timp, acesta fiind și măsura capacității de lubrifiere a unsorii și nu punctul de picurare. În momentul în care unsoarea își pierde capacitatea de lubrifiere, rulmentul tinde să se gripeze; aceasta se indică pe un cadran. Cu acest aparat s-au testat unsorile folosite la Combinatul siderurgic — Galați, reușind să se recomande pentru fiecare sortiment locurile unde pot fi folosite cu randament maxim. Avantajele constau în reducerea consumului de unsori, reducerea opririlor accidentale și a avariilor (deci implicit creșterea productivității utilajelor), reducerea cheltuielilor de întreținere etc.

Un alt test la care se supun unsorile lubrifiante este cel al pompabilității lor. În marile combinate, majoritatea utilajelor sînt lubrifiate automat, prin stații centrale de ungere, dat fiind numărul extrem de mare al punctelor de ungere care pot depăși cîteva zeci de mii într-o singură secție de producție. Aici nu se poate vorbi de o ungere manuală.

În asemenea cazuri, eficiența ungerii se apreciază prin îndeplinirea următoarelor condiții: stația centrală automată de ungere este în perfectă stare de funcționare; conductele prin care circulă unsoarea nu sînt înfundate, iar presiunea stației este suficient de ridicată pentru traseul dat; unsoarea lubrifiantă nu dă depuneri în conducte și este pompabilă. Această proprietate a unsorii, pompabilitatea, este cea mai importantă caracteristică acolo unde ungerea se face centralizat prin stații automate și ea trebuie bine determinată pentru fiecare sortiment de unsoare. Recomandarea unsorilor pentru stațiile centralizate de ungere după penetrație este imprecisă, ducînd în unele cazuri la defectarea agregatelor.

Stațiile de ungere diferă și ele prin lungimea traseelor, numărul punctelor de ungere, parametrii de lucru etc. Astfel, folosirea unei unsori la ungerea centralizată fără a-i cunoaște pompabilitatea duce la defectarea stației, la puncte de ungere nelubrifiate, la uzura prematură a utilajelor și la alte consecințe nedorite.

Stabilirea unei metode mai bune de apreciere a pompabilității unsorilor lubrifiante cu ajutorul unui stand construit în laboratorul Centrului de tribotehnică al combinatului (realizat prin autodotare) ușurează munca ungătorilor, în special la Uzina de laminoare plate, unde utilajele sînt lubrifiate centralizat în cea mai mare parte. În principiu, se măsoară timpul parcurs de unsoarea testată pe un traseu de conducte ales a unei cantități de unsoare, la o anumită temperatură și presiune de lucru, în funcție de condițiile reale de lucru ale instalației de ungere din secția de producție pentru care se face determinarea.

De exemplu, se reglează standul de probă (constituit din pompă acționată electric pentru unsoare, inversor de sens, traseu de probă și traseu etalon marcat cu alimentatori, manometru, termometru și robinet) la un debit de 90 g/min, la presiunea de inversare de 50 bari și temperatura 25°C. În acest caz unsorile încercate vor prezenta următorul ciclu de pompabilitate:

Tip unsoare	Penetrație la 25°C (1/10 mm)	Timp realizare ciclu sau pompabilitate
Unsoare siderurgică pentru sectoare calde	270—310	3 min 10 s
Unsoare laminor	270—310	3 min 45 s
Mobilplex 47	270—310	3 min 50 s
Li-Ca-Pb tip 1	305—345	4 min 30 s
Rul 100	215—255	5 min
U.M.170 Li 2	260—300	12 min
U.M. 185 Li 2	260—300	27 min

Se observă că pompabilitatea diferă la unele sorturi de unsoare, deși penetrațiile au valori apropiate.

Aceste metode de testare contribuie la recomandarea corectă a unsorilor plastice pentru utilajele din industria siderurgică, asigurînd astfel prelungirea duratei lor de funcționare, economii la piese de schimb, lubrifianți și manoperă de întreținere.

Ing. M. Ielciu și ing. P. Szilágyi
Intreprinderea de țevi—Zalău

Metoda de calcul asistată de calculator a turațiilor cajelor laminoarelor de reducere la cald a țevilor

CZ : 621.77.016.2 : 681.32

Practica reducerii la cald a țevilor este larg răspîndită în întreprinderile de profil ca urmare a avantajelor pe care le oferă : o largă diversificare a gamei diametrelor țevilor obținute, precum și posibilitatea controlului grosimii peretelui țevii finite prin reglarea tracțiunii plastice între caje.

Majoritatea instalațiilor de reducere la cald a țevilor au în componență un număr de 18—24 caje cu acționare individuală, cu două sau trei valțuri pe cajă, stabilirea turației motoarelor de antrenare implicînd un volum mare de calcule, ceea ce justifică din plin introducerea tehnicii de calcul în acest domeniu, iar în perspectivă, prin folosirea calculatorului de proces, conducerea automată a instalațiilor de acest gen (cu atît mai necesară cu cît întregul proces de laminare a țevilor poate fi automatizat).

Metoda expusă se bazează pe fundamentarea teoretică a procesului de reducere la cald a țevilor făcută de Horst Biller în lucrarea [1] care, pornind de la relațiile fundamentale ale teoriei plasticității, stabilește relații numerice între modificarea diametrului, grosimea peretelui și lungimea țevii în corelație cu tensiunile tangențiale, radiale și longitudinale care iau naștere în țeavă pe parcursul procesului de reducere a acesteia.

Notații utilizate :

D_c — diametrul exterior al țevii eboșe ; S_c — grosimea peretelui țevii eboșe ; D_T — diametrul exterior al țevii finite (după reducerea la cald) ; S_T — grosimea peretelui țevii finite ; D_{id} — diametrul ideal al valțurilor ; v_i — viteza de intrare a țevii calde în prima cajă a laminorului reductor ; ε — grosimea relativă a peretelui țevii ; φ — deformația logaritmică ; X_l — tracțiunea plastică ; S — grosimea peretelui țevii ; D — diametrul exterior al țevii

Indici :

r — direcție radială ; τ — direcție tangențială ; l — direcție longitudinală ; m — valoare medie ; i — numărul curent al cajei ; n — numărul total de caje utilizate.

Datele inițiale sînt :

— Dimensiunile țevii eboșe : D_c și S_c ; dimensiunile țevii finite : D_T și S_T ; viteza de intrare a țevii în laminorul reductor-alungitor : v_i ; diametrul ideal al valțurilor : D_{id} ; numărul total de caje utilizate n, care rezultă din condiția reducerii diametrului D_c la valoarea D_T, utilizînd o anumită reducere pe cajă ; diametrele calibrelor cajelor : D_i ($i = 1 \div n$).

Calculul coeficientului de tracțiune plastică medie X_l. Coeficientul de tracțiune plastică medie definit astfel :

$$X_{lm} = \frac{\frac{\varphi_r}{\varphi_\tau}(2 - \varepsilon_m) + (1 - 2\varepsilon_m)}{\frac{\varphi_r}{\varphi_\tau}(1 - \varepsilon_m) - 2(\varepsilon_m - 1)} \qquad (1)$$

unde :

$$\varphi_r = \ln \frac{S_c}{S_T} \qquad (2)$$

$$\varphi_\tau = \ln \frac{D_c - S_c}{D_T - S_T} \qquad (3)$$

$$\varepsilon_m = \frac{1}{2}\left(\frac{S_c}{D_c - S_c} + \frac{S_T}{D_T - S_T}\right) \qquad (4)$$

reprezintă tracțiunea aplicată țevii (prin diferențierea vitezei periferice a cajelor adiacente) în cazul în care aceasta s-ar aplica în mod egal pe toate cajele.

Calculul tracțiunii maxime. În realitate, tracțiunea crește progresiv în primele două-trei caje ale laminorului reductor-alungitor, pînă la o valoare maximă pe cajele medii și scade progresiv la zero pe ultimele trei-cinci caje.

Valorile tracțiunii pe caje, în funcție de tracțiunea medie care rezultă pentru datele inițiale și de caja la care se aplică, se dau în fracțiuni din tracțiunea maximă în tabelul 1, tracțiunea maximă calculîndu-se cu formula următoare :

$$X_{lmax} = \frac{X_{lm} \cdot \ln \frac{D_c}{D_T} - \sum_{Ki \neq 1} X_i \ln \frac{D_i}{D_{i+1}}}{\sum_{Ki=1} \ln \frac{D_i}{D_{i+1}}} \qquad (5)$$

Tabelul 1

X_l	Caja							
	1	2	3	...	$n-3$	$n-2$	$n-1$	n
<0,3	0,5	1	1	...	1	0,5	0,3	0
0,3÷0,5	0,4	0,4	1	...	1	0,5	0,3	0
>0,5	0,4	0,4	1	...	1	0,5	0,3	0

tracțiunea pe caja i avînd valoarea :

$$X_i = K_i \times X_{max} \tag{6}$$

Pentru a nu depăși valoarea tracțiunii pentru care se produce ruperea țevii se impun următoarele condiții :

$$X_{lm} \leqslant 0{,}65 \tag{7}$$

$$X_{lmax} \leqslant 0{,}84 \tag{8}$$

Calculul grosimilor de perete pe caje. Grosimea peretelui pe fiecare cajă în cursul reducerii rezultă în funcție de grosimea peretelui în caja precedentă și de tracțiunea dintre cele două caje :

$$S_{i+1} = exp\,(-\varphi_{ri}) \tag{9}$$

unde :

$$\varphi_{ri} = \frac{2x_i\,(\varepsilon_i - 1) + (1 - 2\varepsilon_i)}{x_i(1 - \varepsilon_i) - (2 - \varepsilon_i)}\,\varphi_{\tau i} \tag{10}$$

Întrucît calculul mărimilor ε_i și $\varphi_{\tau i}$ presupune cunoașterea grosimii de perete S_{i+1}, mărime determinată pentru o primă fază de calcul (suficient de precisă pentru aplicațiile practice), se face aproximația :

$$S_{i+1} \approx S_i \tag{11}$$

și se definesc următoarele mărimi :

$$\varphi^*_{\tau i} = \ln \frac{D_i - S_i}{D_{i+1} - S_i} \tag{12}$$

$$\varepsilon^*_i = \frac{1}{2}\left(\frac{S_i}{D_i - S_i} + \frac{S_i}{D_{i+1} - S_i}\right) \tag{13}$$

$$\varphi^*_{ri} = \frac{2x_i(\varepsilon^*_i - 1) + (1 - 2\varepsilon^*_i)}{x_i(1 - \varepsilon^*_i) - (2 - \varepsilon^*_i)}\,\varphi^*_{\tau i} \tag{14}$$

iar grosimea peretelui in caja $i + 1$ se calculează cu formula :

$$S^*_{i+1} = S\,exp\,(-\varphi^*_{ri}) \tag{15}$$

Pentru calcule foarte precise, valorile S^*_{i+1} astfel calculate se pot introduce în formulele :

$$\varphi_{\tau i} = \ln \frac{D_i - S_i}{D_{i+1} - S^*_{i+1}} \tag{16}$$

$$\varepsilon_i = \frac{1}{2}\left(\frac{S_i}{D_i - S_i} + \frac{S_{i+1}}{D_{i+1} - S^*_{i+1}}\right), \tag{17}$$

se calculează φ_{ri} cu formula :

$$\varphi_{ri} = \frac{2x_i\,(\varepsilon_i - 1) + (1 - 2\varepsilon_i)}{x_i(1 - \varepsilon_i) - (2 - \varepsilon_i)}\,\varphi_{\tau i} \tag{18}$$

și se stabilește valoarea exactă a mărimii S_{i+1} cu formula (9).

Tabelul 2

	α_i				
X_{lm}	$\geqslant 0{,}6$	$0{,}53 \div 0{,}6$	$0{,}44 \div 0{,}52$	$0{,}3 \div 0{,}43$	$\leqslant 0{,}3$
caja 1	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
caja 2	0,5	0,5	0,5	0,5	0,5
caja 3	0,95	0,96	0,97	0,98	0,99
caja 4	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9
.....	. .	. . .	. . .	. . .	. . .
caja $n-4$	0,9	0,9	0,9	0,9	0,9
caja $n-3$	1,01	1,01	1,01	1,01	1,01
caja $n-2$	1,016	1,016	1,016	1,016	1,016
caja $n-1$	1,022	1,022	1,022	1,022	1,022
caja n	1,028	1,028	1,028	1,028	1,028

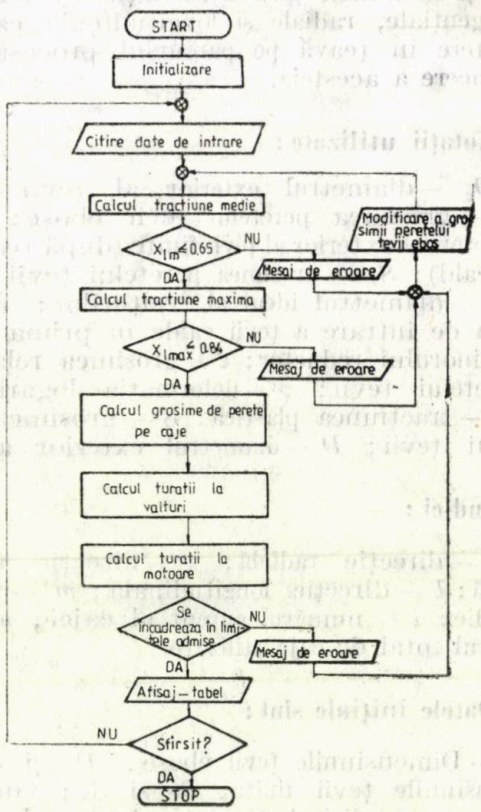


Fig. 1. Schema bloc

Calculul turației pe cajă se face în funcție de turația unei caje imaginare ($i = 0$) care are turația n_0 și asigură deplasarea țevii cu viteza de intrare dată — v_1 :

$$n_0 = \frac{60\,000\, v_1}{\pi(D_{id} - \alpha_0 D_c)} \quad [\text{min}^{-1}] \qquad (19)$$

unde D_{id} și D_c se dau în mm, v_1 în m/s, iar $\alpha_0 = 0{,}9$. Relația între turația unei caje oarecare i și n_0 este :

$$n_i = n_0 \frac{D_{id} - \alpha_0 D_c}{D_{id} - \alpha_i D_i} e^{\Sigma - \varphi_{li}} \qquad (20)$$

unde :

$$\varphi_{li} = -\varphi_{\tau i} - \varphi_{ri} \qquad (21)$$

în care $\varphi_{\tau i}$ se calculează cu relația (16), iar

$$\varphi_{ri} = \ln \frac{S_i}{S_{i+1}}. \qquad (22)$$

Valorile coeficientului α_i pe caje, în funcție de tracțiunea medie determinată cu formula (1), se dau în tabelul 2.

În acest fel au fost determinate turațiile valțurilor pe caje, care înmulțite cu rapoartele de reducere specifice instalației dau turațiile motoarelor de antrenare ale cajelor.

Algoritmul de calcul al turațiilor se dă în figura 1. Metoda a fost aplicată pe un laminor reductor-alungitor cu 24 de caje, cu antrenare individuală și a dat rezultate corespunzătoare. S-a folosit un eboș cu $D_c = 115$ mm și s-au obținut următoarele dimensiuni de țevi finite în gama $38 \div 108$ mm.

Concluzii

Pe baza fundamentării teoretice a procesului de reducere la cald a țevilor, din lucrările [1] și [2] s-a elaborat o metodă practică de determinare a turației cajelor laminoarelor reductoare-alungitoare, cu antrenare individuală aplicabilă pe calculator, care substituie laborioasele calcule matematice manuale necesare în acest scop și de asemenea poate înlocui metodele empirico-experimentale care se utilizează în prezent.

Metoda poate constitui o primă etapă în conducerea automată, pe calculator, a întregului proces de reducere la cald a țevilor laminate sau sudate, cu influență directă asupra preciziei țevilor, a productivității și a fiabilității instalațiilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * *Fabricarea țevilor*. Moscova, Izd. Metalurghiia, 1980.

[2] Danilov, T. A., Gleiberg, A z., Balakin, V.G. : *Laminarea țevilor*. București, Editura tehnică, 1964.

REVISTA REVISTELOR

Metallurg, U.R.S.S., nr. 2, 1987

Producția de aglomerat cu bazicitate înaltă cu conținut de magneziu de 1,8—2%, p. 20 — Studiul și controlul proprietăților metalurgice ale cocsului la încărcarea lui în furnal, p. 21 — Creșterea rezistenței clapetelor caupercelor cu diametrul de 1 100 mm, p. 23— Controlul funcționării dozatoarelor cu vibrații, p. 24 — Elaborarea oțelului cu utilizarea zgurei de la producerea aluminiului secundar, p. 27 — Tratarea oțelului de convertizor în oală cu gaze inerte, p. 28 — Optimizarea graficului transportului lingourilor pe traseul oțelărie-Martin — slebing, p. 29 — Perfecționarea formei lingourilor pentru slebing, p. 30 — Protejarea eficientă a podurilor la turnarea pe sus a oțelului calmat, p. 31 — Mecanizarea asamblării componentelor lingotierelor pentru turnarea prin sifon a oțelului, p. 32 — Creșterea calității și eficienței producției de tablă groasă la laminorul 3 000, p. 34 — Procedeu de răcire cu apă și aer a laminatelor în fluxul laminorului continuu de bandă lată, p. 35 — Influența dresării între cilindri cu rugozitate asupra proprietăților de întrebuințare ale benzilor zincate, p. 37 — Creșterea productivității și stabilității funcționării agregatului de zincare la cald, p. 38 — — Micșorarea conținutului de metal al buteliilor de înaltă rezistență pentru presiuni ridicate, p. 39 — Perfecționarea formelor colective de organizare și a stimulării materiale a muncii în secțiile de elaborare a oțelului cu mai multe agregate, p. 41 — Reducerea emanațiilor în atmosferă în condiții meteo nefavorabile, p. 44 — Curățarea deșeurilor de metal impurificate cu zgură, p. 46— Instalație pentru vopsirea suporților de pat, p. 46.

Cercetări privind efectul de modificare a unor adaosuri de microaliere asupra proprietăților mecanice ale aliajelor de aluminiu

Dr. ing. D. Chircă, ing. Valerica Suciu și ing. M. V. Suciu
Institutul politehnic — București

CZ : 669.715 : 621.746

Proprietățile produselor turnate sau deformate plastic din aliaje de aluminiu sînt puternic influențate de calitatea obținută prin solidificare. Procesul de solidificare determină un anumit aspect al structurii și apariția sau dispariția tensiunilor reziduale, a porozităților, incluziunilor nemetalice sau a segregației elementelor de aliere și a impurităților.

Aliajele de aluminiu au tendința foarte accentuată de a forma la solidificare o structură cu granulație mare și, de asemenea, spre dezvoltarea pronunțată a zonei cristalelor columnare. Din aceste motive utilizarea modificatorilor prezintă o importanță practică pentru aceste aliaje, permițînd obținerea unei structuri cu cristale echiaxiale.

În cazul aliajelor de aluminiu de turnătorie, efectul modificator al diverselor adaosuri de microaliere asupra proprietăților tehnologice de turnare și, în final, asupra proprietăților mecanice este determinat, în mare parte, de modificarea morfologiei și fineței interne a eutecticelor, întrucît acestea, avînd temperatura de topire mai mică, se distribuie intergranular sub formă de rețea continuă, influențînd defavorabil proprietățile de mai sus.

Pentru modificarea fineței eutecticelor în aliajele de aluminiu de turnătorie s-a pornit de la ideea că în eutectic există o fază cu rol conducător, în sensul că efectuează cristalizarea și creează scheletul germenului eutectic, în timp ce cealaltă fază se depune în spațiile interaxiale ale acestui schelet.

Asupra structurii eutecticelor și distribuției în acestea a diferitelor elemente structurale au o mare influență compoziția eutecticelor și poziția punctelor eutectice pe diagrama de echilibru a aliajelor respective. Dacă punctul eutectic se află în partea mijlocie a diagramei de echilibru sau este puțin decalat înspre faza mai plastică, atunci la baza eutecticului va fi situată faza plastică și influența componentului fragil va fi în mare parte paralizată.

În cazul aliajului ATSi10Mg, modificarea topiturii înaintea turnării, prin schimbarea caracteristicilor microstructurale ale fazelor, influențează direct proprietățile mecanice. În general se poate considera că în aliajul ATSi10Mg nivelul valoric al caracteristicilor mecanice este determinat în principal de următoarele caracteristici structurale : fracția volumică a siliciului, dimensiunea particulelor de siliciu, distanța medie dintre particulele de siliciu și forma cristalelor de siliciu.

Partea experimentală. Cercetările au fost efectuate pe aliaje ATSi10Mg modificate atît clasic cu sodiu, cît și cu alți modificatori : titan + bor și stronțiu. Elaborarea aliajelor s-a realizat într-un cuptor electric cu inducție de frecvență medie, utilizîndu-se aluminiu de puritate tehnică 99,5% și prealiaje AlSi12 și AlMg10. Sodiul, ca element modificator, a fost introdus în topitură sub forma unui amestec de săruri cu următoarea compoziție : 20—40% NaCl, 45—40% KCl, 35—20% NaF. Modificatorul titan + bor s-a introdus sub forma prealiajului AlTiB, raportul între titan și bor fiind de 5 : 1. Modificatorul stronțiu s-a introdus în topitură sub formă de prealiaj AlSr10.

Caracterul general al variației rezistenței la rupere R_m, durității HB și alungirii la rupere A_5 a aliajelor ATSi10Mg, în funcție de conținutul de agent modificator este prezentat în figura 1. Diagramele din figura 1 au fost trasate pe baza încercărilor mecanice (tab. 1) efectuate pe eșantioane prelevate din aliajele ATSi10Mg elaborate și turnate în cochilă metalică după un timp de menținere de 25 minute de la introducerea modificatorului.

Rezultatele experimentale arată că atît microalierea cu titan + bor, dar mai ales modificarea cu sodiu sau stronțiu duc la o creștere sensibilă a proprietăților mecanice ale aliajului ATSi10Mg turnat. Variația caracteristicilor mecanice nu este uniformă ; spre deosebire de microalierea cu titan și bor care realizează o creștere continuă a proprietăților de rezistență concomitent cu scăderea continuă a celor de plasticitate, la aliajele modificate cu sodiu sau cu stronțiu, caracteristicile prezintă curbe cu maxim corespunzător unui conținut determinat de agent modificator.

În cazul modificării cu sodiu (fig. 1, *a*) ansamblul optim de proprietăți mecanice se obține la conținuturi de sodiu remanent aflate într-un domeniu restrîns (0,028—0,034% Na), aliajele submodificate (aliaje cu conținut de sodiu mai mic de 0,02%) ca și cele supramodificate (aliaje cu conținut de sodiu mai mare de 0,04%) prezentînd caracteristici de rezistență și plasticitate scăzute. Intervalul restrîns al conținutului optim de modificator creează dificultăți în realizarea practică a procesului tehnologic de modificare cu sodiu.

Spre deosebire de sodiu, stronțiul (fig. 1, *c*) prezintă un interval de concentrații, la care se obțin proprietăți corespunzătoare, mult mai larg, caracteristicile mecanice rămînînd prac-

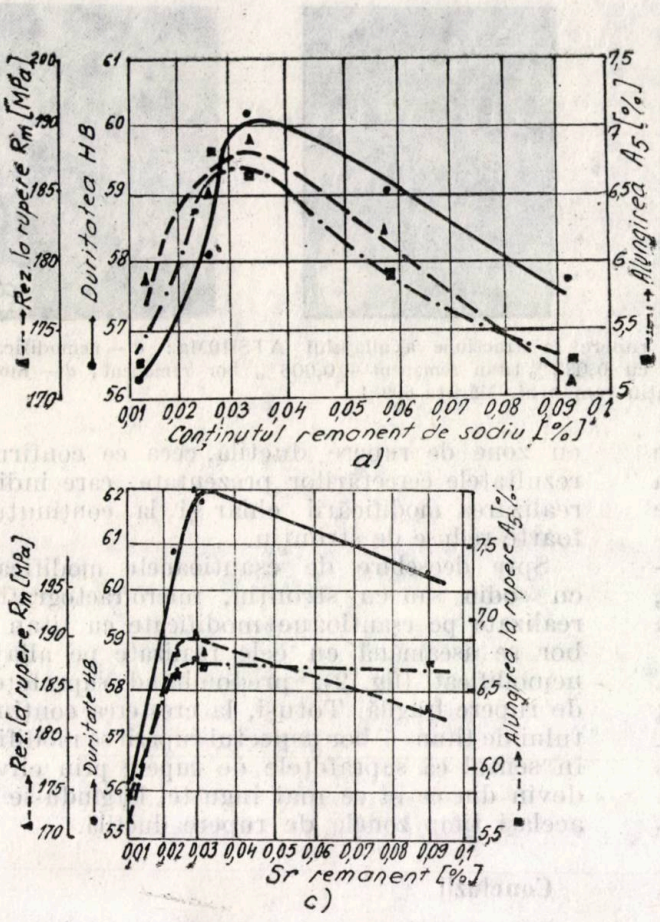


Fig. 1. Variația caracteristicilor mecanice ale aliajului ATSi10Mg în funcție de conținutul de agent modificator: *a* — modificare cu sodiu; *b* — modificare cu titan + bor; *c* — modificare cu stronțiu

Tabelul 1

Rezultatele încercărilor mecanice

Nr. șarjei	Conținut remanent de agent modificator, %	Caracteristici mecanice		
		R_m MPa	*HB*	A_5 %
1	nemodificat	127	50,8	1,60
2	0,033% Na	191	60,2	6,60
3	0,012% Na	179	56,3	5,20
4	0,059% Na	183	59,0	5,90
5	0,097% Na	172	57,8	5,30
6	0,025% Na	184	58,1	6,80
7	0,015% Ti+B	145	62,4	3,10
8	0,021% Ti+B	148	63,5	2,80
9	0,039% Ti+B	154	66,0	2,30
10	0,038% Ti+B	154	65,6	2,70
11	0,058% Ti+B	157	66,8	1,90
12	0,010% Sr	172	55,8	5,70
13	0,022% Sr	188	60,8	6,55
14	0,028% Sr	190	62,2	6,60
15	0,030% Sr	190	61,8	6,60
16	0,091% Sr	184	60,5	6,70

tic constante (scad foarte lent) la valori mai mari de 0,025% stronțiu remanent.

Variația caracteristicilor mecanice ale aliajelor ATSi10Mg obținute prin modificare poate fi explicată pe baza caracteristicilor mecanice și structurale ale principalelor faze. Soluția solidă αAl este o fază relativ moale (μHV_{15} = 230—240 MPa) și plastică, iar siliciul este fragil și prezintă duritate ridicată ($\mu HV_{20} = 8 - 10 \cdot 10^3$ MPa). Ca urmare, siliciul are rolul de fază durificatoare.

În cazul eutecticului modificat durificarea se realizează prin micșorarea distanțelor λ dintre particulele de fază dură. Se știe că limita de curgere pentru un aliaj cu fază durificatoare este dată de relația:

$$\sigma_c = \left(\frac{G_1 \cdot G_2}{2\lambda K} \cdot b\right)^{1/2} \qquad (1)$$

în care: G_1 și G_2 sînt modulele de forfecare ale matricei și fazei durificatoare; b — vectorul Burgers; λ — distanța medie dintre particulele fazei dure; K — constantă.

Relația (1) arată că proprietățile de rezistență ale materialului sînt invers proporționale cu gradul de dispersie al eutecticului.

De asemenea, deoarece faza α_{Al} este plastică, iar siliciul este foarte fragil, procesul de rupere începe cu amorsarea microfisurilor în faza dură. Microfisurile se propagă, în principal, pe planele de clivaj ale siliciului și în anumite condiții trec în matrice formînd o fisură cu dimensiune critică ce se poate propaga instabil. Probabilitatea formării microfisurilor în cristalele de siliciu sporește odată cu creșterea tensiunii aplicate, dar și odată cu creșterea dimensiunilor acestor cristale, deci creșterea rezistenței aliajului modificat este determinată și de întreruperea continuității scheletului fazei dure (siliciu) care se formează în procesul cristalizării eutecticului.

Cercetările experimentale de microfractografie efectuate pe suprafețele de rupere ale

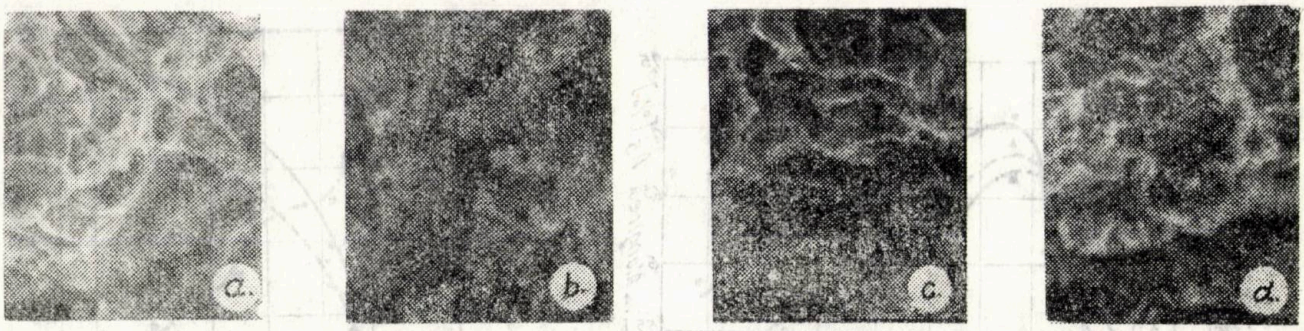


Fig. 2. Microfractografii Scanning realizate pe suprafaţa de rupere la tracţiune a aliajului ATSi10Mg: *a* — nemodificat; *b* — modificat cu 0,033% sodiu remanent; *c* — modificat cu 0,032% titan remanent + 0,006% bor remanent; *d* — modificat cu 0,028% stronţiu remanent. Mărirea 600 :1

epruvetelor de tracţiune confirmă afirmaţiile anterioare. Studiul imaginii fractografice din figura 2, *a*, reprezentînd o zonă a suprafeţei de rupere a unei epruvete de tracţiune confecţionată din aliaj nemodificat, evidenţiază preponderenţa suprafeţelor de rupere prin clivaj, fisurile propagîndu-se pe distanţă mare prin faza fragilă (siliciu) continuă.

În aliajele modificate faza fragilă este discontinuă şi ruperea are loc prin soluţia solidă α_{Al}. În figura 2, *b*, *c* şi *d* sînt prezentate rezultatele studiului microfractografic realizat pe aliajele ATSi10Mg modificate cu sodiu, titan+bor şi stronţiu pentru conţinuturi optime de agenţi modificatori.

Studiul microfractografic efectuat pe aliajele modificate cu sodiu evidenţiază existenţa în suprafaţa de rupere atît a zonelor de rupere prin clivaj cît şi a celor de rupere ductilă. Raportul între suprafeţele de rupere prin clivaj şi suprafeţele de rupere ductilă este determinat de conţinutul de sodiu. La conţinuturi scăzute de sodiu, ca şi la conţinuturi mari de sodiu predomină ruperea prin clivaj spre deosebire de ruperea aliajului cu conţinut optim de sodiu (fig. 2, *b*) în care predomină suprafeţele de rupere ductilă.

Tratarea topiturii de aliaj ATSi10Mg cu prealiaj modificator AlSr10 se manifestă prin modificări structurale pregnante chiar la conţinuturi remanente reduse de stronţiu. Pentru toate aliajele microaliate cu stronţiu se observă suprafeţe fine de rupere prin clivaj alternînd cu zone de rupere ductilă, ceea ce confirmă rezultatele cercetărilor prezentate, care indică realizarea modificării chiar şi la conţinuturi foarte reduse de stronţiu.

Spre deosebire de eşantioanele modificate cu sodiu sau cu stronţiu, microfractografiile realizate pe eşantioane modificate cu titan + bor se aseamănă cu cele realizate pe aliajul nemodificat (fig. 2), predominînd suprafeţele de rupere fragilă. Totuşi, la creşterea conţinutului de titan + bor aspectul ruperii se modifică în sensul că suprafeţele de rupere prin clivaj devin din ce în ce mai înguste, lărgindu-se în acelaşi timp zonele de rupere ductilă.

Concluzii

Proprietăţile mecanice ale aliajelor ATSi10Mg modificate cu stronţiu sînt comparabile cu cele obţinute la modificarea cu sodiu, dispersia valorilor acestora în raport cu conţinutul remanent de modificator fiind mult mai mică în cazul modificării cu stronţiu. Se remarcă, de asemenea, faptul că alungirile la rupere obţinute pe eşantioanele prelevate din aliajele modificate cu stronţiu sînt în general mai mari decît cele obţinute pentru aliajele modificate cu sodiu.

Microalierea cu titan + bor a aliajului ATSi10Mg, deşi produce o fragmentare a plachetelor de siliciu, nu duce la o modificare efectivă a structurii eutectice însă prezintă un efect pregnant de finisare a structurii dendritice.

Conf. dr. ing. A. Aloman
Institutul politehnic — București

Metalurgia metalelor pure și a materialelor semiconductoare

CZ: 537.311.3

Obținerea metalelor pure, a materialelor semiconductoare, a substanțelor pure, în general, este una din principalele direcții ale chimiei și metalurgiei actuale.

Elaborarea și studierea materialelor metalice și semiconductoare de înaltă puritate prezintă o deosebită importanță științifică și tehnică și se înscriu pe linia valorificării superioare a materiilor prime, a creșterii gradului de prelucrare a materialelor, pe linia creșterii independenței economice a țării.

Metalurgia, în special metalurgia fizică, trebuie să creeze teoria cantitativă a aliajelor, care să permită realizarea materialelor cu caracteristici dinainte cunoscute; pentru a se putea stabili anticipat proprietățile aliajelor, cunoscîndu-se proprietățile componenților, trebuie să se descopere grupul de legi, teoreme, reguli fizico-chimice care sub forma unor ecuații matematice să coreleze compoziția chimică, structura și proprietățile aliajelor; întrucît structura aliajelor depinde de tehnologia de elaborare, prelucrare și tratament trebuie stabilite, în cazul general, corelațiile dintre concentrațiile componenților, parametrii tehnologici, parametrii structurali și proprietăți.

În prezent, se știe că proprietățile autentice, intrinseci ale elementelor și aliajelor se dezvăluie numai atunci cînd acestea se obțin în stare de puritate avansată. Se pot descoperi astfel noi proprietăți și noi fenomene care în probele obișnuite sînt mascate de către impurități. Deci, interesul științific major pentru substanțele pure este determinat de necesitatea creării teoriei corpului solid, a teoriei aliajelor.

Defectele rețelei cristaline, tipul, concentrația lor, interacțiunea dintre ele și interacțiunea dintre impurități și defecte influențează puternic proprietățile lor și trebuie luate în considerare în teoria cantitativă a aliajelor.

De obicei, tehnologiile utilizate pentru obținerea materialelor pure (topire zonară, cristalizare dirijată, tragere din topitură, creșterea cristalelor din fază gazoasă, recoacerea în hidrogen etc.) produc cristale cu o concentrație mică de defecte, cu un grad mai mare de perfecțiune cristalină.

Importanța tehnică, practică a substanțelor pure cu concentrația impurităților de 10^{-4} — 10^{-11} % a crescut în ultimele patru decenii datorită cerințelor ramurilor de vîrf cum sînt: industria atomică, industria aerospațială și industria electronică.

In industria atomică sînt necesare metale pure începînd cu combustibilul nuclear uraniu și terminînd cu materialele de construcție a diferitelor piese ale reactorului. Toate aceste materiale nu trebuie să absoarbă neutronii termici care asigură desfășurarea reacției în lanț. De aceea, ele trebuie purificate pentru îndepărtarea tuturor impurităților care au secțiunea eficace de captură mare a neutronilor (de ex. Cd, B, Hf, Co). Oțelurile de înaltă calitate utilizate la construcția reactorilor nucleari nu trebuie să conțină cobalt nici ca element de aliere, nici ca impuritate, deoarece se formează izotopul radioactiv Co^{60} care este o sursă de radiații γ periculoase.

In industria aerospațială, pentru construcția avioanelor cu reacție, a rachetelor, sînt necesare metale refractare, greu fuzibile, dar și plastice pentru a se putea prelucra ușor; astfel de metale sînt Cr, V, Ti, Ta, Nb, Be și aliajele pe baza lor. Aceste metale devin plastice numai prin purificare avansată, în special prin îndepărtarea impurităților nemetalice (oxigen, azot, hidrogen și carbon).

In electronică sînt necesare elemente ultrapure și compuși ultrapuri utilizați la fabricarea dispozitivelor electronice semiconductoare. Cerințele de puritate pentru materialele semiconductoare sînt cele mai mari, deoarece concentrațiile de 10^{-8}—10^{-11}% sînt impurități care pot influența proprietățile electrice.

Pentru industria electronică trebuie purificate avansat Ge, Si, B, Te, Se, P, As, GaAs, AlSb, GaP, InP, oxizi, sulfuri, seleniuri, telururi etc., mii de substanțe de bază și auxiliare în tehnologia materialelor și dispozitivelor semiconductoare.

La purificarea semiconductorilor trebuie îndepărtate toate impuritățile astfel încît semiconductorul să devină intrinsec (proprietățile electrice să nu depindă de impurități, ci de atomii de bază); ulterior, semiconductorul trebuie microaliat controlat cu o cantitate foarte mică de element pur care să-i confere un anumit tip de conductibilitate și o anumită valoare a rezistivității; în majoritatea cazurilor materialul semiconductor trebuie obținut sub formă de monocristal (masiv sau pelicular) cu cît mai puține defecte ale rețelei cristaline.

Pe baza metalelor monocristaline și ultrapure în care drumul liber mijlociu al electronilor de conductibilitate este de ordinul centimetrului sau milimetrului, s-ar putea construi dispozitive electronice mult mai eficiente decît dispozitivele semiconductoare; aceasta ar duce la o revoluție în electronică, similară cu revoluția marcată de trecerea de la tuburile electronice cu vid la tranzistori.

În general, se consideră că o substanță este practic suficient de pură dacă impuritățile pe care le mai conține permit utilizarea ei într-o aplicație concretă.

Într-o etapă istorică dată, la care corespunde un anumit nivel al științei și tehnologiei, există pentru fiecare substanță o *puritate limită* care se atinge dacă operațiile repetate de purificare cu metodele tehnologice cele mai eficiente nu modifică compoziția, proprietățile chimice și fizice măsurate cu cele mai sensibile și precise instrumente. Pe măsura progresului tehnico-științific, puritatea limită se deplasează spre concentrații de impurități din ce în ce mai mici.

Dacă în prezent se poate considera că s-au pus în evidență proprietățile intrinseci, autentice ale elementelor semiconductoare (germaniu, siliciu), pentru cele peste optzeci de elemente metalice din sistemul periodic aceste proprietăți nu se cunosc sau studiul lor este în stadiu incipient.

Pînă în prezent nu se utilizează (și nu se realizează curent) nici măcar a zecea parte din rezistența teoretică a metalelor. Obținerea unor metale și aliaje pure și fără defecte de rețea ar face posibilă apropierea rezistenței lor de valoarea teoretică, ceea ce ar revoluționa întreaga construcție de mașini, aparate, instalații etc.

Tehnica modernă cere tot mai mult materiale metalice sub formă de monocristale. Folosirea monocristalelor pure din metale greu fuzibile în dispozitivele electronice cu vid permite mărirea de zece ori a duratei de funcționare.

Gradul de puritate joacă un rol din ce în ce mai mare în microaliaje, în aliaje modificate, în metalurgia oțelurilor și aliajelor speciale cu proprietăți deosebite, în oțelurile microaliate etc.

În ultimii ani s-a realizat un progres în studierea celui mai important element metalic actual, fierul. S-a constatat că fierul de înaltă puritate ($C + N \simeq 10^{-4}-10^{-7}\%$) are proprietăți electrice, magnetice, chimice, mecanice deosebite de cele ale fierului de puritate tehnică ($C + N \simeq 10^{-3}\%$).

În fierul de înaltă puritate se manifestă mai evident decît în fierul de puritate tehnică influența feromagnetismului Fe_α asupra celorlalte proprietăți, la 4,2 K nu se respectă legea lui Ohm, la grade de deformare $\varepsilon < 25\%$ nu are loc recristalizarea, cîmpul magnetic influențează viteza de fluaj (efectul magnetoplastic), microduritatea are valoarea 60 daN/mm^2.

În fierul de puritate tehnică, la 4,2 K se respectă legea lui Ohm, recristalizarea are loc, practic, la orice grad de deformare, cîmpul magnetic nu influențează viteza de fluaj, microduritatea are valoarea 110 daN/mm^2.

Cercetările efectuate asupra metalelor pure au arătat că proprietățile mecanice ale metalelor de tranziție cu rețeaua cristalină de tip cub cu volum centrat sînt cele mai sensibile la influența impurităților, mai ales interstițiale. Această sensibilitate crește în seria

$$Ta-Nb-W-V-Mo-Fe_\alpha-Cr.$$

De la Ta spre Cr este necesară o purificare din ce în ce mai avansată pentru îndepărtarea impurităților interstițiale care influențează proprietățile mecanice.

Purificarea avansată a aliajelor Fe—Cr, Fe—Co, Fe—Ni—Cr a dus la variații ale structurii fazice, ale cineticii transformărilor de fază și ale proprietăților mecanice și chimice.

Avînd în vedere importanța materialelor pure pentru economia națională, pentru știință și tehnologie, este necesar ca cercetările și producția lor să fie prioritare, coordonate și corelate cu ramurile conexe care pot contribui la obținerea substanțelor de înaltă puritate.

Practic, este posibil ca prin colaborarea metalurgiei, chimiei, construcției de mașini și electronicii, să se reușească în cîțiva ani să se producă cea mai mare parte din materialele pure.

Dr. ing. M. Ienciu. dr. ing. P. Moldovan,
dr. ing. N. Panait, ing. Gabriela Popescu
Institutul politehnic — București

Corelația dintre proprietățile termodinamice și procesele de elaborare și turnare a aliajelor speciale pe bază de aluminiu

(Lucrare de sinteză)

CZ : 669.715 : 621.746

În prezent, datorită dezvoltării domeniilor de vîrf ale tehnicii, a apărut necesitatea elaborării unor noi mărci de aliaje pe bază de aluminiu, aliaje speciale cu caracteristici fizico-mecanice și tehnologice remarcabile. Printre acestea se pot enumera aliajele destinate industriei aeronautice, electrotehnicii, energeticii nucleare, aliaje criogenice, superplastice, cu memorie a formei, refractare etc.

Influența elementelor de bază asupra caracteristicilor aluminiului sînt cunoscute. Unele elemente care se utilizează mai rar la elaborarea aliajelor speciale (Co, Ga, Au, Ag, Li, Bi, Ge, In, La) au o influență însemnată asupra proprietăților aluminiului și aliajelor sale la adaosuri foarte reduse (la microaliere).

Conducerea rațională, științifică a proceselor care au loc la elaborare și turnare implică, printre altele, cunoașterea și aplicarea datelor termodinamice ale topiturilor pe bază de aluminiu.

Proprietățile termodinamice integrale sau parțial-molare ale acestor aliaje sînt încă puțin cunoscute și deci aplicate în practica elaborării și turnării aliajelor neferoase. Datorită perfecționării continue a tehnicilor de cercetare a topiturilor metalice (metoda măsurării forțelor electromotoare, calorimetria, utilizarea spectrometrelor de masă [1], [2] etc.) datele termodinamice devin tot mai numeroase și mai precise. Aceasta duce la o tot mai bună cunoaștere a interacțiunilor atomice din aliajele lichide pe bază de aluminiu și, deci, la posibilitatea aplicării în practica industrială a datelor termodinamicii topiturilor.

În prezenta lucrare, pe baza celor mai recente date, se realizează o corelație între valorile proprietăților termodinamice de bază și procesele de aliere a aluminiului (ordinea de introducere a elementelor de aliere și posibilitatea reducerii consumurilor energetice), precum și cu procesul de apariție a germenilor de cristalizare în topitură (structura lichidelor metalice) și influența lor asupra modificării și turnării aliajelor de aluminiu.

Interacțiuni atomice la alierea aluminiului. Alierea aluminiului cu elemente de tranziție ca : Ni, Co, Fe, Ti, Zr, Mn sau cu Au se produce cu degajare de căldură importantă (ΔH negativ, cu valoare absolută ridicată [3]). Se poate considera astfel că structura electronică a metalelor de tranziție (substratul 3*d* incomplet) influențează direct proprietățile termodinamice ale aliajelor Al—Me_t (în care Me_t este metal de tranziție). Conform teoriei lui Geiderih și Gherasimov [5], aceasta se explică prin creșterea capacității de a accepta a stratului 3*d* pe măsura umplerii lui. Cu cît stratul 3*d* este mai aproape de umplerea completă, cu atît interacțiunea dintre atomii de Al și cei de metale de tranziție este mai intensă în topitură. Mai ales în cazul sistemelor Al—Ni, Al—Ti, Al—Co se constată valori negative pentru ΔH. Se poate accepta, deci, ideea că atomii de Ni, Ti, Co constituie donori de electroni în procesul de aliere cu aluminiul. Întrucît la elaborarea prealiajelor aceste metale se pot utiliza în stare elementară, în cuptoare deschise sau în cuptoare cu vid, fără nici o excepție, se poate reduce consumul de combustibil sau energie electrică în perioada de aliere. De asemenea, la elaborarea aliajelor de aluminiu, gradul de supraîncălzire, la introducerea acestor elemente de aliere sub formă de prealiaje în baia metalică, se poate micșora.

O degajare mai mică de căldură (fig. 1 *a*, *b*, *c*, *d*) se produce la amestecarea aluminiului cu cupru, litiu, magneziu, stibiu, siliciu, germaniu [3], [4].

În ambele cazuri se recomandă, pentru evitarea supraîncălzirilor locale, să se ia măsuri speciale la elaborare. De asemenea, ar fi indicat să se utilizeze căldura degajată la amestecare pentru dizolvarea unor elemente (sau prealiaje pe bază de aluminiu) a căror valoare pentru ΔH este pozitivă : Ag, Bi, Pb, In, Sn, Zn, Cd, Ga, Al—Be (fig. 1, *a*, *c*). În cazul dizolvării argintului în aluminiu se constată o anomalie a curbei $\Delta H = f(x)$; la concentrații mici de Ag($x_{Ag} < 0{,}1$) căldura de amestecare este pozitivă, iar peste această valoare devine negativă.

În toate cazurile, practic se poate realiza o economie de combustibil sau energie electrică.

Pentru a se evita oxidarea internă a unor elemente cu afinitate mare față de oxigen, care au o densitate mai mică decît cea a aluminiului lichid (de ex. Li, Mg, Si), este necesar ca acestea să fie introduse în baia metalică fie sub formă de prealiaje cu aluminiul, dacă elaborarea se efectuează în cuptoare deschise, fie să se realizeze alierea utilizînd medii de protecție : fluxuri de acoperire, gaze inerte, vid (pentru metalele cu tensiune redusă de vapori) etc.

Desigur, pentru aplicarea corectă a datelor termodinamice este necesar un sistem de calcul

bine pus la punct, calculul şarjei, al căldurilor de topire şi dizolvare realizîndu-se pe baza unui program introdus pe calculatorul electronic.

Interacţiunile atomice la modificarea şi turnarea aliajelor de aluminiu. Ţinînd seamă de valorile coeficienţilor de activitate termodinamică [3], [6] şi de funcţiile termodinamice de exces (tabelul 1), se poate analiza comportarea topiturilor reale pe bază de aluminiu în raport cu soluţiile ideale (fig. 2, *a*, *b*, *c*, *d*, *e* şi fig. 3, *a*, *b*, *c*).

Aliajele lichide cu conţinut de Cu, Li, Ag, Au, Si, Ti, Zr, Ge, Sb, Mn, Fe, Co, Ni se caracterizează prin abateri negative de la comportarea soluţiilor ideale ($\gamma < 1$; $\Delta G^E < 0$), ceea ce indică existenţa unor interacţiuni puternice între atomii de specii diferite din topitură.

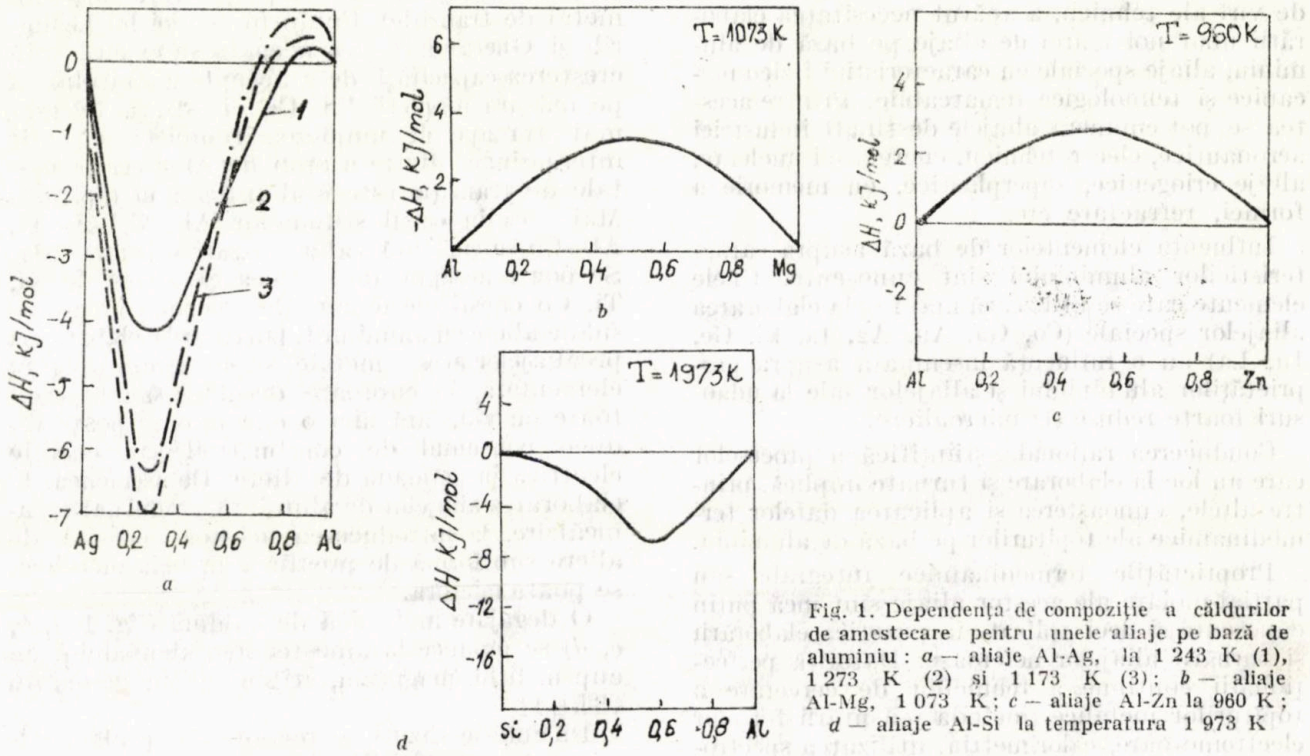


Fig. 1. Dependenţa de compoziţie a căldurilor de amestecare pentru unele aliaje pe bază de aluminiu : *a* — aliaje Al-Ag, la 1 243 K (1), 1 273 K (2) şi 1 173 K (3); *b* — aliaje Al-Mg, 1 073 K; *c* — aliaje Al-Zn la 960 K; *d* — aliaje Al-Si la temperatura 1 973 K

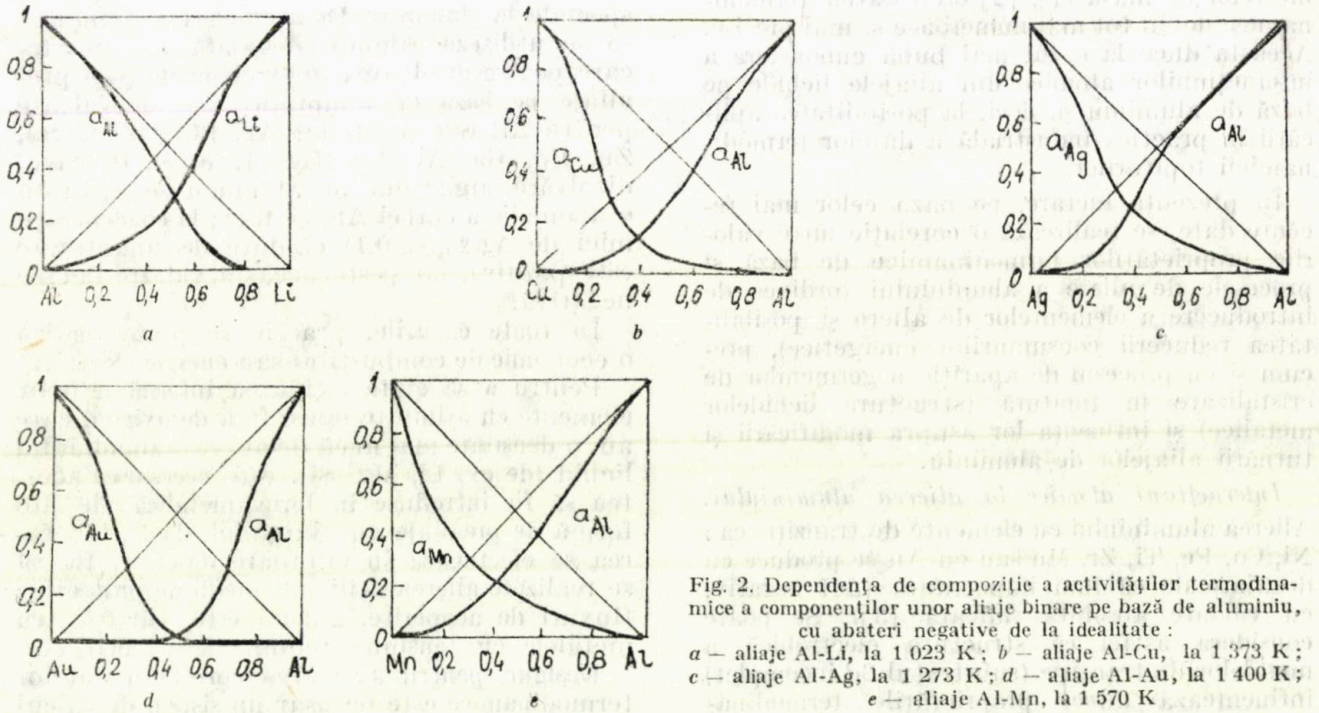


Fig. 2. Dependenţa de compoziţie a activităţilor termodinamice a componenţilor unor aliaje binare pe bază de aluminiu, cu abateri negative de la idealitate :
a — aliaje Al-Li, la 1 023 K; *b* — aliaje Al-Cu, la 1 373 K; *c* — aliaje Al-Ag, la 1 273 K; *d* — aliaje Al-Au, la 1 400 K; *e* — aliaje Al-Mn, la 1 570 K

Tabelul 1

Sistemul \ Proprietatea	T, K(°C)	ΔH^{max}, J/mol	ΔG, J/mol	ΔG^E, J/mol
Al-Ag	1273(1000)	— 4220	—13780	— 6560
Al-Au	1400(1127)	—32220	—49970	—41920
Al-Be*	1000/1600(727/1327)	264/—	—229/—7029	235/2849
Al-Bi	1173(900)	7322	—	—
Al-Cd	950(677)	1340	— 370	1360
Al-Co***	1873(1600)	—26920	—29550	—19460
Al-Cu	1373(1100)	—19010	—25030	—17350
Al-Fe	1873(1600)	—20500	—23090	—12270
Al-Ga	1023(750)	670	— 5580	310
Al-Ge	1273(1000)	— 3510	—12050	— 4730
Al-In	1173(900)	5710	— 1840	4950
Al-Li	1023(750)	—11440	—10680	— 4640
Al-Mg	1000(727)	— 3220	— 6340	— 580
Al-Mn	1570(1297)	—17000	—20080	—12130
Al-Ni****	1873(1600)	—46400	—35430	—20590
Al-Pb	1200(927)	9720	— 560	1640
Al-Sb	1300(1027)	— 4210	—11350	— 3850
Al-Si	1973(1700)	— 7090**	—16480	— 6020
Al-Sn	960(687)	4130	— 2890	2930
Al-Ti	2000(1727)	—29830	—	—
Al-Zn	960(687)	2610	— 4460	1070
Al-Zr	1970(1697)	—37700	—	—

* la $x_{Be} = 0{,}01$
** la T=1 760 K
*** la $x_{Al} = 0{,}35$
**** la $x_{Ni} = 0{,}65$

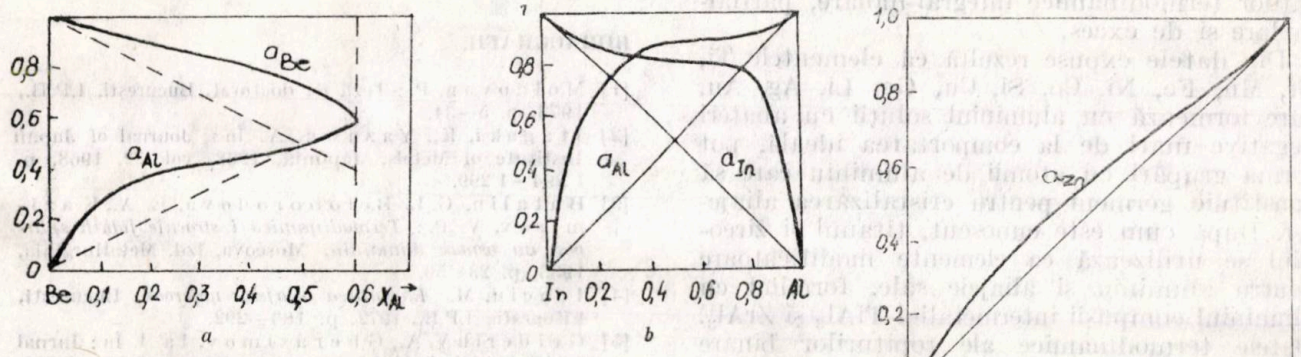


Fig. 3. Dependența de compoziție a activităților termodinamice a componenților unor aliaje de aluminiu, cu abateri pozitive de la idealitate: *a* — aliaje Al-Be, la 1 600 K; *b* — aliaje Al-In, la 1 173 K; *c* — aliaje Al-Zn la 960 K

Cele mai mari abateri negative de la comportarea soluțiilor ideale le au aliajele lichide binare Al—Cu, Al—Si, Al—Ge, Al—Co, Al—Fe, Al—Ni, Al—Mn. În cazul acestor sisteme și în stare solidă se constată pe unele diagrame de echilibru existența unor compuși intermetalici în aliajele Al—Cu, Al—Fe, Al—Ni, Al—Zr și Al—Ti etc.

Abaterea negativă ridicată de la comportarea ideală în aliajele Al—Ge se explică prin creșterea interacțiunii dintre atomii de specii diferite la trecerea acestora din stare solidă în stare lichidă. În stare solidă Ge are o structură cu valoare mică a numărului de coordinație și se caracterizează prin legături homeopolare, deci forțele de legătură dintre atomii de Ge și cei de Al sînt mult mai mici decît forțele de legătură Ge—Ge. Topirea germaniului duce la distrugerea legăturilor covalente și la trecerea sa în stare metalică, ceea ce are ca rezultat creșterea forțelor de legătură dintre atomii de specii diferite (Ge și Al).

Abateri pozitive mari de la comportarea ideală o au aliajele lichide: Al—Cd, Al—In, Al—Sn, Al—Pb, Al—Bi ($\gamma > 1$; $\Delta G^E < 0$) cuprinzînd topiturile cu tendință de licuație, cu interacțiuni puternice între atomii de aceeași specie care pot forma grupări metastabile.

Abaterile pozitive de la idealitate în aliajele Al—In, Al—Sn, Al—Pb sînt în concordanță cu diagrama de echilibru și cu rezultatele cercetărilor electronografice, roentgenostructurale etc., care stabilesc prezența în topitură a unor grupări între atomii de aceeași specie.

Abateri slabe de la comportarea ideală prezintă aliajele lichide Al—Be cu conținut redus de Be ($x_{Be} < 0{,}01$), în care activitatea termodinamică a beriliului se supune legii Henry,

iar activitatea termodinamică a aluminiului se supune legii Raoult.

În aliajele Al—Mg, deși în stare solidă există o interacțiune puternică între atomii de Al și cei de Mg (se formează compușii intermetalici Al_3Mg_2 și $Al_{12}Mg_{17}$ conform diagramei de echilibru Al—Mg), în stare lichidă abaterea de la idealitate este slab negativă. Acești compuși au o stabilitate termică scăzută, temperaturile lor de topire fiind mult mai mici decît temperaturile de topire ale Al și Mg.

Abateri pozitive mici de la comportarea ideală se constată și în topiturile Al—Zn și Al—Ga.

Studiile experimentale întreprinse pe plan mondial de diferiți cercetători [3] prin metode moderne (difracția razelor X, a electronilor sau a neutronilor, spectroscopia RMN) au dat posibilitatea înregistrării intensității radiațiilor împrăștiate de aliajele lichide pe bază de aluminiu, a trasării curbelor $I = f\left(\frac{\sin\theta}{\lambda}\right)$, $4\pi R^2 \cdot \rho(R) = f(R)$, precum și a determinării numărului de coordinație Z. Datele obținute de acești autori sînt în concordanță cu informațiile privind structura aliajelor lichide pe bază de aluminiu obținute din valorile proprietăților termodinamice integral-molare, parțial-molare și de exces.

Din datele expuse rezultă că elementele Ti, Zr, Mn, Fe, Ni, Co, Si, Cu, Ge, Li, Ag, Au, care formează cu aluminiul soluții cu abateri negative mari de la comportarea ideală, pot forma grupări cu atomii de aluminiu care să constituie germeni pentru cristalizarea aliajelor. După cum este cunoscut, titanul și zirconiul se utilizează ca elemente modificatoare pentru aluminiu și aliajele sale, formînd cu aluminiul compușii intermetalici $TiAl_3$ și $ZrAl_3$. Datele termodinamice ale topiturilor binare Al—Ti și Al—Zr confirmă apariția în faza lichidă a legăturilor puternice între atomii de specii diferite care favorizează formarea, la răcirea topiturii, a compușilor intermetalici care constituie nuclee de cristalizare (datorită izomorfismului rețelelor $TiAl_3$ și $ZrAl_3$ cu cea a aluminiului, precum și a diferențelor mici între parametrii acestor rețele).

Este evident faptul că abaterile pozitive mari de la comportarea ideală a topiturilor Al—Me (unde Me ≡ Cd, Sn, Pb, Bi, In) favorizează apariția segregațiilor în aliajele care conțin aceste elemente datorită lichidului mai bogat în aceste elemente (ușor fuzibile) care se solidifică la sfîrșit. Această problemă deosebit de importantă se poate rezolva practic prin o serie de procedee speciale, cum ar fi cel de topire fracționată [6] și altele. În acest fel se reușește obținerea unor aliaje cu structură omogenă cu grăunți fini, cu caracteristici fizico-mecanice și tehnologice remarcabile.

În concluzie, se poate afirma că, pe baza cunoașterii proprietăților termodinamice ale aliajelor lichide pe bază de aluminiu (desigur și a celor policomponente), se pot stabili tehnologii optime de elaborare, tratare în stare lichidă (rafinare, modificare) și turnare a produselor speciale cu caracteristici deosebite, destinate domeniilor de vîrf ale tehnicii (aeronautica, energetica nucleară, electronica, cosmonautica etc.).

BIBLIOGRAFIE

[1] Moldovan, P.: Teză de doctorat. București, I.P.B., 1973, p. 5—34.

[2] Itagaki, K., Yazawa, A. În: Journal of Japan Institute of Metals, Japonia, 1968, vol. 32, 1968, p. 1 294—1 299.

[3] Batalin, G. I., Beloborodova, E. A., Kazimirov, V. P.: *Termodinamica i stroenie jidkih splavov na osnove aliuminia*, Moscova, Izd. Metallurghiia, 1983, p. 23—59.

[4] Ienciu, M.: *Elaborarea aliajelor neferoase*. București, Litografia I.P.B., 1972, p. 186—292.

[5] Geiderih V. A., Gherasimov, Ia. I. În: Jurnal Fiziceskoi Himii, U.R.S.S., nr. 10, 1963, p. 2 353—2 355.

[6] Ienciu, M., Moldovan, P., Panait, N., Buzatu, M.: *Elaborarea și turnarea aliajelor speciale*. București, Editura didactică și pedagogică, 1985, p. 102—318.

Dr. ing. Mihaela Isac
și ing. Doina Răducanu
Institutul politehnic — București

Considerații privind modelarea reologică a comportării la deformarea plastică a materialelor metalice *(Lucrare de sinteză)*

CZ : 532.135 : 539.374

Comportarea materialelor metalice la deformare plastică este studiată tot mai frecvent sub unghiul de incidență al reologiei, ramură a științei care studiază evoluția în timp a cîmpurilor de tensiuni și a caracteristicilor cinematice (viteze, accelerații) datorită sarcinilor exterioare sau altor tipuri de încărcări (cîmpuri termice, electrice, magnetice).

Relațiile dintre tensiuni și deformații stabilite de teoria clasică a elasticității și plasticității se consideră că nu depind de timp și în marea majoritate a situațiilor stabilesc o dependență liniară între cele două mărimi.

S-a constatat că majoritatea corpurilor reale au un domeniu restrîns de comportare pregnant elastică, iar sub acțiunea unor încercări constante pe o durată mai lungă de timp se observă o redistribuire continuă a tensiunilor și deformațiilor, de aceea modelul elastoplastic clasic nu mai corespunde.

Pentru îmbunătățirea acestui model s-a introdus și factorul timp, ceea ce a dus la o schemă de comportare vîscoelastoplastică care, în unele situații, reflectă mai fidel proprietățile corpurilor [1].

Diferența dintre cele două modele se realizează prin modul de scriere a relațiilor dintre tensiuni și deformații, ecuații validate de cercetări experimentale.

În figura 1 se prezintă reograma generalizată a unui corp solid cu comportare complexă, care redă forma generală a curbei $\sigma - \varepsilon$ la un moment dat. Valoarea lui σ_e care limitează porțiunea liniară a diagramei depinde de sensibilitatea aparatelor de măsură și de precizia observației [5].

Pentru curba OABCDE nu se poate scrie o ecuație unică. Pe intervale, ecuațiile (fig. 1) care descriu curba sînt :

pentru $\varepsilon \in [0, \varepsilon_e]$; $\sigma = E \cdot \varepsilon$ (1)

pentru $\varepsilon \in (\varepsilon_e, \varepsilon_y)$; $\sigma = E\varepsilon^{\alpha}$ unde $\alpha < 1$ (2)

pentru $\varepsilon \in [\varepsilon_y, \varepsilon_{y'})$; $\sigma = \sigma_y + Ep \cdot \varepsilon$ (3)

pentru $\varepsilon \in [\varepsilon_{y'}, \varepsilon_{y''})$; $\sigma = E \cdot \varepsilon^{\alpha}$ unde $\alpha > 1$ (4)

pentru $\varepsilon \in [\varepsilon_{y''}, \varepsilon_r)$; $\sigma = -\sigma_y + Er \cdot \varepsilon$ (5)

unde : E este modulul de elasticitate longitudinal;

E_p — modulul de plasticitate longitudinal;

E_r — modulul de rupere;

E, α — constantele de material pentru comportare neliniară (corp nehookean).

Se precizează că relațiile s-au exprimat pentru solicitare de întindere simplă.

În punctul E forțele interne nu mai pot rezista acțiunii forțelor exterioare și apare ruperea.

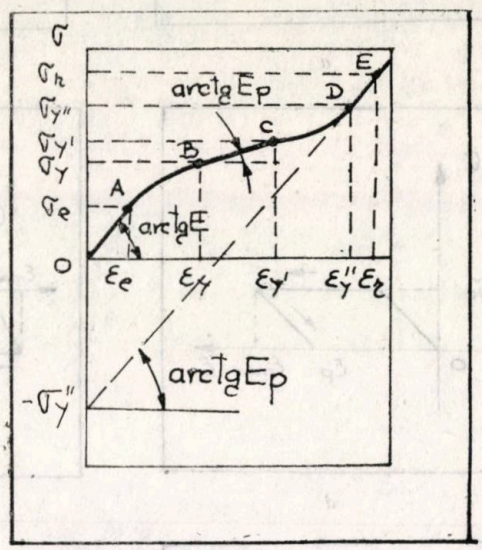


Fig. 1. Reograma unui corp solid cu comportare complexă

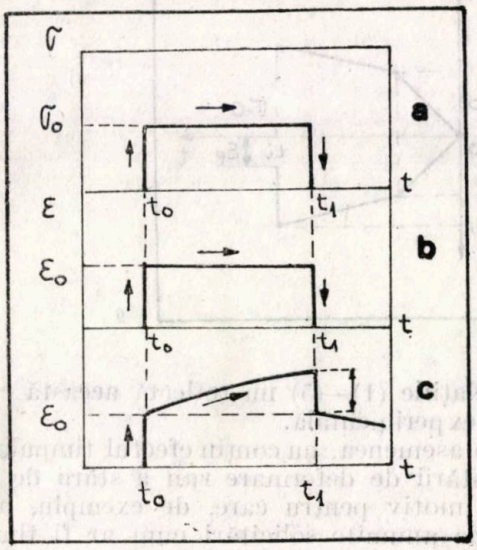


Fig. 2. Evoluția în timp a deformației specifice ε sub sarcină constantă $\sigma_0(a)$ la corpul elastic (*b*) și la corpul elastovîscos (*c*)

Pentru corpurile care au și o componentă vîscoasă în comportare, valorile lui σ_e, ca și panta curbei $\sigma - \varepsilon$ depind de viteza de creștere a efortului unitar.

$\dot{\sigma} = \frac{d\sigma}{dt}$ sau viteza de deformație $\dot{\varepsilon} = \frac{d\varepsilon}{dt}$

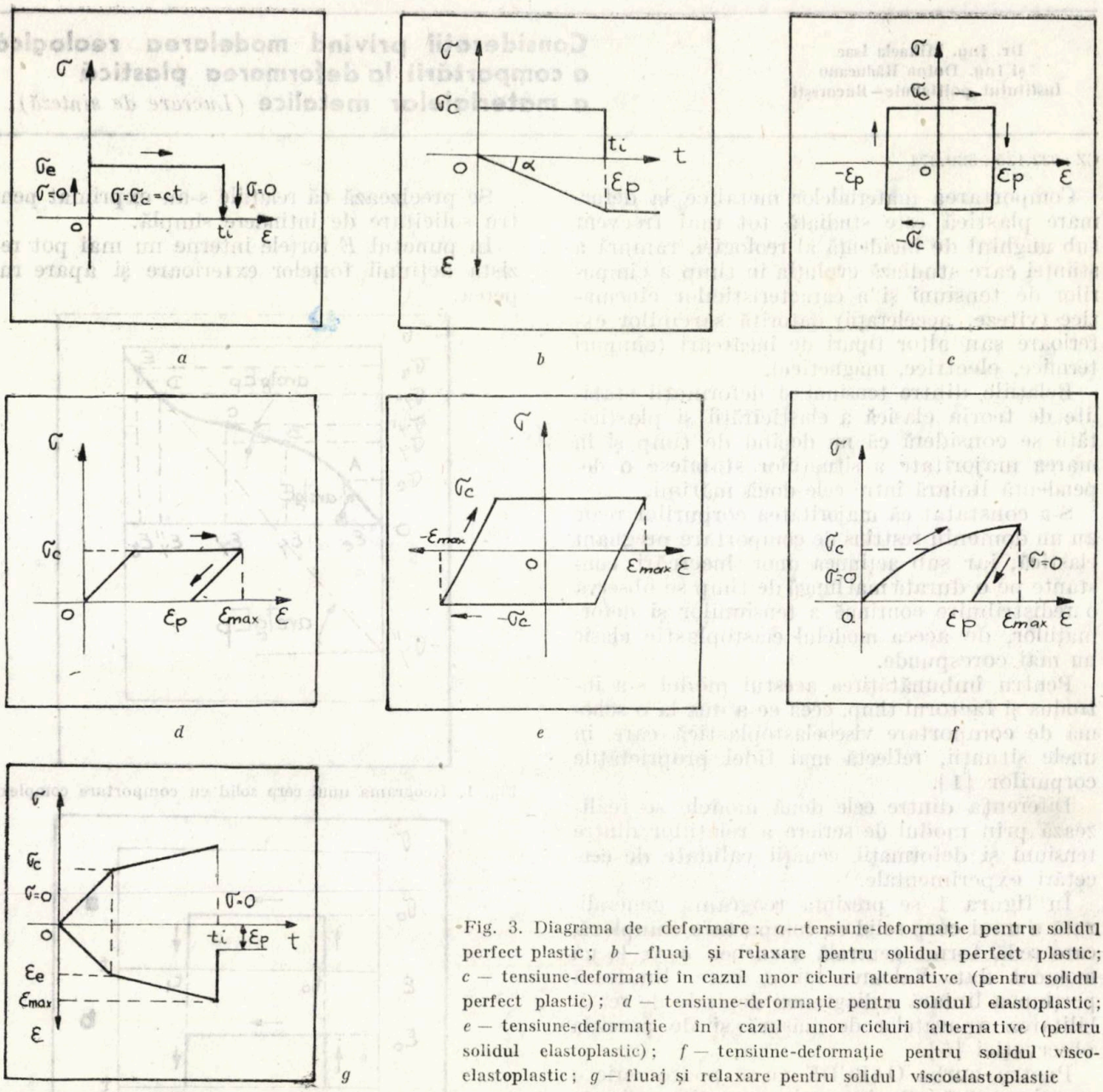


Fig. 3. Diagrama de deformare: *a* — tensiune-deformație pentru solidul perfect plastic; *b* — fluaj și relaxare pentru solidul perfect plastic; *c* — tensiune-deformație în cazul unor cicluri alternative (pentru solidul perfect plastic); *d* — tensiune-deformație pentru solidul elastoplastic; *e* — tensiune-deformație în cazul unor cicluri alternative (pentru solidul elastoplastic); *f* — tensiune-deformație pentru solidul viscoelastoplastic; *g* — fluaj și relaxare pentru solidul viscoelastoplastic

Relațiile (1)—(5) nu reflectă această constatare experimentală.

De asemenea, nu conțin efectul timpului asupra stării de deformare sau a stării de solicitare, motiv pentru care, de exemplu, nu pot descrie anumite solicitări cum ar fi fluajul și relaxarea [3], [4].

Ecuațiile (1)—(5) descriu curba $\sigma - \varepsilon$ așa cum este aceasta la un moment dat, dar nu descriu evoluția în timp a acestei curbe.

În figura 2 iese în evidență deosebirea dintre comportarea sub sarcină constantă $\sigma_0(a)$ în timp a corpului elastic (*b*) și a celui elastovîscos (*c*). Acesta se deformează la to pînă la ε_0, după care deformația nu rămîne constantă în timp (ca la corpul elastic) ci crește treptat (fluaj). La $t = t_1$, cînd sarcina exterioară se anulează, deformația ε a corpului elastovîscos nu se anulează ci scade brusc cu valoare ε_0, după care scade lent în timp (fluaj invers).

Astfel, cu reograme de tipul $\sigma - \varepsilon$ se pune în evidență comportarea vîscoelastoplastică „instantanee", iar prin curbe de tipul $\varepsilon(t)$, $\gamma(t)$ sau $\sigma(t)$, $\tau(t)$, comportarea „de durată" [5].

În realitate, corpurile solide, cristaline (metalele) au o comportare complexă, motiv pentru care ele se pot clasifica convențional începînd cu solidul perfect plastic pînă la solidul vîscoelastoplastic [2].

Această clasificare pune la dispoziție modele de deformare plastică care să îmbrace cele mai

diverse forme de comportare a materialelor la deformarea plastică.

Solidul perfect plastic. Cînd încărcarea a atins o anumită valoare σ_c, corpul începe să se deformeze cu viteză constantă, fără a mai fi nevoie să crească valoarea tensiunii. Dacă se suprimă brusc încărcarea, corpul păstrează deformația de la timpul t_i cînd s-a produs descărcarea (fig. 3, *a*).

Diagrama de fluaj și relaxare pentru acest tip de corp se prezintă în figura 3, *b*.

Dacă corpul perfect plastic este supus la o variație alternativă a deformației, între două valori extreme $\pm \varepsilon\ max$, ciclul este descris de un dreptunghi (fig. 3, *c*).

În ansamblu, acest corp se comportă ca un solid cu frecare internă iar tensiunea care se aplică este constantă în valoare absolută, semnul ei fiind acela al vitezei de deformare.

Solidul perfect elastoplastic. În realitate, cele mai multe corpuri, înainte de a atinge pragul de tensiune de la care începe deformarea plastică, se deformează elastic.

Deci diagrama tensiune-deformație plastică indică mai întîi o creștere a deformației simultană cu creșterea încercării, iar cînd s-a atins pragul de tensiune deformația continuă să crească, în timp ce tensiunea este constantă. La suprimarea încărcării deformația permanentă are o valoare mai mică decît la timpul t_i, deoarece a dispărut deformația elastică (fig. 3, *d*).

Dacă deformația are valori alternative, ciclul este un paralelogram (fig. 3, *e*).

Un exemplu tipic pentru un asemenea corp este solidul lui Saint-Venant.

Solidul elastoplastic are o comportare elastică pînă la pragul de tensiune și în continuare una plastică. În intervalul elastic legătura tensiune-deformație poate fi neliniară dar revenirea în cazul suprimării încărcării este instantanee și completă. Pe intervalul de încărcare plastică tensiunea trebuie să fie constantă, dar deformația ce-i corespunde este independentă de timp și, în cea mai mare parte, permanentă. La suprimarea încărcării (în intervalul de deformare plastică), valoarea deformației permanente este mai redusă decît cea maximă (fig. 3, *f*).

Diagrama de fluaj și relaxare se prezintă în figura 3, *g*.

Solidul viscoelastoplastic. În cazul acestui tip de comportare, sub acțiunea încărcărilor mai mici decît pragul tensiunilor, are loc o deformare viscoelastoplastică, iar dacă se depășește acest prag începe o curgere ireversibilă care depinde sau nu de viteza de deformare. Acesta este cazul cel mai apropiat de comportare a corpurilor reale sub acțiunea încărcărilor progresive.

Cazuri particulare ale acestui concept teoretic sînt corpurile Bingham și Képès.

Corpul Bingham este perfect elastic pînă la pragul tensiunilor (σ_c), iar pentru încărcări mai mari tensiunea este suma a doi termeni : un termen constant în valoare absolută care corespunde fenomenului de frecare internă și un alt termen care corespunde unei curgeri nenewtoniene (viscoase).

Corpul Képès este un corp ideal. Acestui tip de corp i se atribuie o tensiune formată din două părți : un termen corespunzător unui corp perfect elastic (cum ar fi solidul lui Hooke), iar al doilea termen reflectînd faptul că frecarea (internă) este proporțională în valoare absolută cu deformația. Timpul nu intervine în ecuație și nu există un prag al tensiunilor.

Deci tensiunea totală are expresia :

$$\sigma = \sigma_1 + \sigma_2 = k_1 \cdot \varepsilon_1 + k_2 \cdot \frac{\dot{\varepsilon}_2}{|\dot{\varepsilon}_2|} \cdot |\varepsilon_2| \qquad (6)$$

Acest corp are o valoare teoretică importantă deoarece concepe deformarea ca o sumă a mai multor termeni reprezentînd diferite corpuri, ceea ce facilitează studiul corpurilor cu comportare complexă.

Avantajul acestor concepte teoretice este că, prin abstractizare și generalizare, nu se mai lucrează cu corpuri sau noțiuni reale ci cu modele, adică reprezentări unitare și simplificate ale relațiilor ce apar în diferite situații concrete. Acest mod de abordare a problemelor permite trecerea de la modelele bazate pe legea similitudinii la modele analogice sau structurale [5], [6].

Modelele analogice se deosebesc de original ca natură și formă geometrică, dar au același model matematic privind ecuațiile tensiune-deformație și se comportă la fel.

Modelele structurale urmăresc să reproducă structura internă a prototipului ca mod de comportare, știut fiind faptul că sînt procese la care influența structurii interne nu mai poate fi neglijată.

Modelarea analogică se face în general la scară microreologică cu modele mecanice (resortul simbolizează corpul perfect elastic al lui Hooke, amortizorul — un fluid viscos nenewtonian, patina — un corp cu frecare internă, patina înclinată — corp cu frecare internă care prezintă și fenomenul de ecruisare) sau cu modele electrice.

Folosirea acestor modele este valabilă dacă se cunoaște perfect structura materialului, fiind posibile în această situație anumite ipoteze simplificatoare astfel încît modelul să redea numai elementele esențiale [5].

Se consideră că, în stadiul actual, modelarea analogică (mecanică sau electrică) poate contribui la eliminarea unor dificultăți în obținerea unor rezultate ce pot fi aplicate în practică. Astfel, dacă la mediile plurifazice, după stabi-

lirea scării microreologice, s-ar modela fenomenul fizic structural (cu ajutorul modelelor mecanice sau electrice), urmărindu-se modul de transmitere a tensiunilor de la o fază la alta, stabilirea legii de comportare microreologică s-ar simplifica prin determinarea ecuațiilor fundamentale ale modelului (ecuații de stare, de fluaj și de relaxare). Astfel, verificarea rezultatelor teoretice s-ar putea face prin confruntarea diagramelor de fluaj și relaxare obținute pe cale experimentală și teoretică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mandel, I. *Plasticité classique et viscoplasticité.* Viena, New York, Ed. Springer Verlag. 1972.

[2] Gross, B. *Mathematical Structure of the Theories of Viscoelasticity* — Paris, Ed. Hermann, 1968.

[3] Bodner, S.R., Agqudi, J. *Propagarea undelor de transmisie în materiale elastoviscoplastice.* În: International Journal of Solide and Structures, S.U.A., Vol. 19 Nr. 4, 1983, p. 305—314.

[4] Lin, T. H., Ribeiro, S. G. *Prezentarea unei teorii fizice a plasticității.* În: International Journal of Solids and Structures, S.U.A., vol. 17, Nr. 6, 1981, p. 545—551.

[5] Vaicum, A. *Studiul reologic al corpurilor solide* București, Ed. Academiei R.S.R., 1978.

[6] Cristescu, N., Suciu, I. *Viscoplasticitate.* București, Ed. tehnică, 1976.

REVISTA REVISTELOR

Transaction of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 12, 1986

Microanalizele și analizele de stare — fundamentul tehnicilor de microaliere, p. 1017 — Un model pentru prognozarea distribuției granulometrice a produsului dintr-un tambur de granulare, p. 1036— Analiza matematică a redistribuției substanței dizolvate în timpul solidificării cu difuziune în fază solidă, p. 1045 — Influența compoziției chimice a prafului din cristalizor asupra eroziunii duzelor imersate pentru turnarea continuă a oțelului, p. 1052 — Fabricarea de sîrmă galvanizată din oțel cu conținut înalt de carbon cu rezistență înaltă, p. 1059 — Zimțuirea oțelurilor austenitice Fe-Ni la temperaturi foarte scăzute și simularea acestei operații pe calculator, p. 1065 — Efectul carbonului asupra rezistenței la solicitarea de durată și asupra tenacității oțelurilor refractare cu conținut ridicat de Cr-Mo conținînd V și Nb, p. 1073 — Rezumatele simpozionului ținut cu ocazia celei de a 111-a întîlniri a ISIJ din aprilie 1986, p. 1080 — Tehnologia de reparație a căptușelii din partea superioară a cuvei furnalului, p. 1091 — Sistem de recuperare a CO de puritate înaltă pentru gazul de furnal, p. 1092 — Sistem de depozitare în fază solidă (gelatinizată) a țițeiului parafinos, p. 1093 — Țevi cu puține nervuri pentru reîncălzitorul separator de umiditate de la centralele nucleare, p. 1094.

Stal, U.R.S.S., nr. 2, 1987

Creșterea nivelului tehnic al furnalelor la Combinatul V. I. Lenin, p. 4 — Perfecționarea tehnologiei de pregătire a șarjei în scopul micșorării consumului de energie în producția de aglomerat și al îmbunătățirii calității acestuia, p. 8 — Perfecționarea tehnologiei de elaborare a fontei la combinatul metalurgic V. I. Lenin din Jdanovsk, p. 13 — Influența repartizării aerului pe gurile de vînt asupra fluxului de gaz în furnal, p. 17 — Dezvoltarea procedeului de convertizor cu insuflare de oxigen în U.R.S.S., p. 22— Micșorarea consumului de fontă la elaborarea oțelului în convertizor, p. 25 — Decarburarea ferocromului în convertizor cu insuflare de oxigen prin partea de jos, p. 27 — Utilizarea zgurei din producția de silicomangan și a concentratului metalic la elaborarea oțelului în convertizor, p. 29 — Micșorarea formării de depuneri pe lăncile de convertizor, p. 31—Micșorarea consumului de fontă la elaborarea oțelului în cuptoarele Martin, p. 33 — Eficiența utilizării amestecurilor de zgură autofuzibile pentru elaborarea oțelului de convertizor, p. 35 — Utilizarea materialului monolit cărbunos pentru afinarea oțelului în oală, p. 37 — Turnarea oțelului din oale cu capacitate mare cu închizătoare cu sertar, p. 38 — Îmbunătățirea calității lingourilor mari pentru tablă, p. 40 — — Alternarea rațională a reparațiilor la rece a cuptoarelor Martin de 650 t, p. 41 — Elaborarea oțelului din șarjă din peletele metalizate la Combinatul electromagnetic din Oskolsk, p. 43 — Elaborarea și asimilarea tehnologiei de producere a aglomeratului manganos autofondant stabil la umiditate, p. 45 — Perfecționarea regimurilor de laminare a oțelurilor St-3 cu diferite grade de dezoxidare, p. 52 — Experiența exploatării cilindrilor de lucru din fontă de înaltă rezistență, cu nichel și molibden, la laminorul 3 000, p. 56 — Ridicarea eficienței reglării planității benzilor la laminorul 2 030, p. 59 — Prevenirea prinderii cilindrilor laminorului la rece, de bandă decapată, p. 61 — Regimurile de răcire a rulourilor de oțel laminate la cald, p. 63 — Posibilitățile de economisire a metalului la fabricarea țevilor prin deformare la rece, p. 66 — Creșterea calității și folosirea eficientă a metalului în producția de țevi, p. 67—Îmbunătățirea uniformității acoperirii la alămirea galvanotermică a sîrmei, p. 70 — Studierea rezistenței de aderență a straturilor în sîrma de oțel-aluminiu, p. 74 — Intensificarea întăririi și înmuierii laminatelor, p. 76 — Principiile optimizării condițiilor obținerii fazei inhibitoare la laminarea oțelului electrotehnic, p. 80 — Optimizarea tehnologiei de laminare la rece a oțelului anizotropic, p. 83 — Caracteristicile fizico-mecanice ale oțelului U 10 A obținut prin diferite procedee de elaborare, p. 86 — Asimilarea producerii benzii laminate la rece subțiri din oțel anticorosiv, p. 90 — Călirea superficială cu laser a cilindrilor de lucru din oțel H9VMF-Ș, p. 92 — Influența procedeelor de prelucrare suplimentară asupra proprietăților pulberii slab aliate obținute prin pulverizarea fontei, p. 95 —Perfecționarea planificării operative a evacuării șarjelor cuptoarelor Martin prin folosireea calculatorului, p. 98 — Intensificarea funcționării termice a regeneratoarelor cuptorului Martin, p. 103—Reconstrucția cuptorului de preîncălzire cu role de la laminorul 150, p. 106 — Micșorarea pierderilor de căldură cu gazele emanate din cuptoarele electrice de elaborare a oțelului cu arc, p. 109 — Creșterea eficienței utilizării gazului natural în industrie, p. 110.

Ing. M. Nicola și ing. T. Hoblea
Întreprinderea „Tractorul" — Brașov

Experimentări privind utilizarea deșeurilor de carbură de siciliu la elaborarea fontei în cuptoare cu inducție și în cubilou

CZ : 669.16 : 621.365.5

Lucrarea are ca scop determinarea avantajelor pe care le oferă folosirea carburii de siliciu la elaborarea fontelor cenușii, în raport cu alți purtători de carbon și siliciu, precum și condițiile tehnologice de elaborare în care ea poate fi folosită.

În prima parte a lucrării, se vor prezenta pe scurt principalele calități metalurgice ale SiC, în partea a doua, încercările efectuate în întreprindere, împreună cu rezultatele obținute.

Principalele proprietăți metalurgice ale carburii de siliciu. Carbura de siliciu este o combinație a carbonului cu siliciul, obținută în urma topirii la o temperatură de 2 000—2 200°C a unui amestec de cuarț pur, cocs petrol, rumeguș de lemn și clorură de sodiu. Aceasta este folosită în mod special în industria materialelor abrazive și superrefractare, fiind disponibilă în metalurgie fie sub forma deșeurilor de material abraziv, fie sub forma unui șlam (o zgură bogată în SiC) rezultat în procesul de elaborare a acesteia.

Utilizată inițial la elaborarea fontelor cenușii doar pentru dezoxidarea și mărirea durabilității căptușelilor acide, SiC a dovedit în timpul utilizării ei și alte proprietăți metalurgice. Aceste proprietăți care au impus-o în foarte scurt timp ca un material de adaos ideal al șarjelor cu conținuturi ridicate de oțel sînt următoarele :

— carbura de siliciu este constituită aproape în totalitate din carbon și siliciu, elemente foarte necesare fontei cenușii (tab. 1);

— conținutul de elemente perturbatoare, respectiv N, O_2, H_2, Al, este foarte scăzut la carbura de siliciu în comparație cu cocsul de petrol și grafitul pentru electrozi (tab. 2, 3, 4);

— carbura de siliciu este un foarte bun dezoxidant, reducînd conținutul de FeO din zgură într-o proporție foarte mare (tab. 5);

— carbura de siliciu nu se topește în fontă, ci se dizolvă în aceasta, în special la temperaturi ridicate spre sfîrșitul ciclului de elaborare, în perioada de supraîncălzire. Ea anihilează astfel efectul negativ al supraîncălzirii prin crearea de noi germeni de cristalizare (fig. 1);

— carbura de calciu, îmbunătățește calitățile fizice și mecanice ale fontelor prin : micșorarea tendinței de albire, reducerea valorii subrăcirii eutectice, favorizarea formării de grafit de tip A, mărirea numărului de celule eutectice.

Utilizarea carburii de siliciu în cubilou. Încercările de utilizare a carburii de siliciu în cubilou au fost efectuate în cadrul secției de

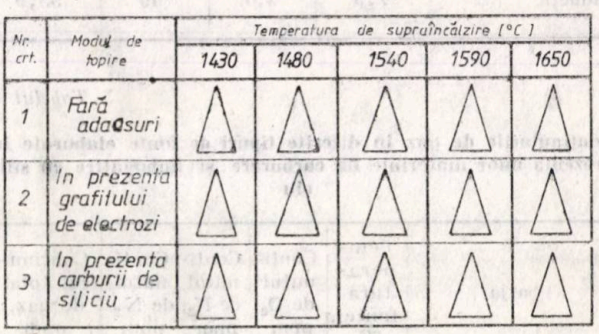


Fig. 1. Variația tendinței de albire la o fontă cenușie supraîncălzită succesiv la temperaturi diferite în prezența grafitului de electrozi, a carburii de siliciu, precum și în lipsa acestora

Tabelul 1

Compoziția chimică a diverselor sorturi de carbură de siliciu

Materialul	SiC, %	C legat, %	Si legat, %	FeO + Fe_2O_3 + Al_2O_3, %	SiO_2, %	C liber, %	Si liber, %	Liant ceramic, %
Carbură de siliciu verde	99,7	21	57	max 0,14	max 0,15	max 0,08	max 0,02	max 20
Carbură de siliciu neagră	99,3	20	58	max 0,3	max 0,2	max 0,1	max 0,1	max 20
Șlam	80—85	15—20	45—65	9—17	1—2	2—3	max 1	—
Carbură de siliciu	90	30	64	max 0,15	max 0,1	3	1	max 20

Tabelul 2

Conținutul de azot a trei agenți de carburare folosiți în mod curent

Materialul	Conținutul de azot + [N_2], ppm
Cocs de petrol	$1,65 \times 10^4$
Deșeuri de electrozi	$0,11 \times 10^4$
Carbură de siliciu	$0,008 \times 10^4$

Tabelul 3

Valori medii ale conținuturilor de gaze ale unor fonte topite în diverse cuptoare (după K. H. Brokmeiev)

Agregatul de topire	Conținutul de O_2, ppm	Conținutul de H_2, ppm	Conținutul de N_2, ppm	Conținutul total de gaz, ppm
Cubilou	12,1	2,4	78	92,5
Cuptor cu arc	7,9	1,8	81	90,7
Cuptor cu inducție	7,9	2,0	46	55,9

Tabelul 4

Conținuturile de gaz în diferite tipuri de fonte elaborate în prezența unor materiale de carburare și îmbogățire cu siliciu

Șarja	Temperatura fontei, °C	Conținutul de O_2, ppm	Conținutul de H_2, ppm	Conținutul de N_2 ppm	Continutul total de gaz, ppm
Deșeuri de electrozi + FeSi75	1480	8,2	2,32	110	121
Deșeuri de electrozi + SiC	1490	6,1	1,56	80	88
Cocs petrol + Fe Si 75	1490	8,0	3,48	125	136

turnătorie de fontă, pe un cubilou cu aer rece cu următoarele caracteristici:

— diametrul interior în zona gurilor de aer = 1400 mm;

— numărul gurilor de aer = 6 (pe un singur rînd);

— căptușeală refractară: 300—350 mm din cărămizi de silica + pămînt Mihăiești;

— debitul aerului de combustie = 12 000—14 000 (Nm^3/h;

Tabelul 5

Modificarea compoziției chimice a zgurei în prezența carburii de siliciu [1]

Condițiile de topire	Compoziția chimică a zgurei la sfîrșitul topirii		
	SiO_2, %	FeO, %	Fe_2O_3, %
Oxidantă	60,6 59,3	21,2 13,2	0,43 0,01
Reducătoare cu adaos de SiC	61,8 62,1	3,3 1,8	— 0,16

Tabelul 6

Compoziția chimică a materialelor metalice și a carburii de siliciu din componența șarjei cubiloului

Denumirea materialului	Compoziția chimică, %				
	C	Si	Mn	P	S
Fontă brută FK_1	3,8	2,5	0,8	0,15	0,05
Fontă albă	4,0	0,9	1,2	0,18	0,03
Recirculație	3,3	2,1	0,6	0,12	0,13
Fier vechi	0,4	0,2	0,4	0,02	0,001
Carbură de siliciu	21	57	—	—	—

— presiunea aerului în cubilou = 600—900 mm col.H_2O;

— productivitate 12—14 t/h;

— temperatura fontei = 1450 ± 20 °C.

Componența șarjei pe durata încercărilor a fost următoarea:

— fonta brută cenușie FK4 = 350 kg; fontă albă = 100 kg; recirculație = 250 kg; fier vechi = 300 kg; carbură de siliciu = 25 kg; cocs = 160 kg; calcar = 25 kg.

Compoziția chimică a componentelor șarjei este dată în tabelul 6. Carbura de siliciu are compoziția chimică indicată la punctul 1 în tabelul 1 și se găsește sub formă de pietre abrazive sparte în greutate de la 0,1 la 4,0 kg.

Adăugarea carburii s-a făcut împreună cu încărcătura metalică în proporție de 25 kg la tona de metal.

Conform acestei încărcături, compoziția chimică estimativă care ar fi trebuit să apară la jgheab, luînd în considerare arderile și imbogățirile din cubilou, este prezentată în tabelul 7.

Compoziția chimică reală determinată ulterior prin analiză chimică la spectrograful secției a fost prelevată direct de la jgheabul cubiloului la intervale de timp de 15 min, pe o durată de 4 h.

Tabelul 7

Compoziția chimică estimată a fi obținută la jgheabul cubiloului

Materialul din încărcătură			Compoziția chimică					
			C			Si		
Denumirea	%	kg	%	kg	% din încărcătură	%	kg	% din încărcătură
Fontă brută FK_4	35	350	3,8	13,3	1,33	2,5	8,75	0,875
Fontă albă	10	100	4,0	4	0,40	0,9	0,9	0,09
Recirculație	25	250	3,3	8,25	0,825	2,1	5,25	0,525
Fier vechi	30	300	0,4	1,2	0,12	0,2	0,6	0,06
Total încărcătură	100	1000		26,75	2,675		15,5	1,55
Pierderi și îmbogățiri					+0,40			−0,25
Total estimat					3,07			1,30
Carbură de siliciu	2,5	25	21	4,2	+0,42	57	11,4	+1,14
Total final					3,49			2,44

În urma analizării condițiilor în care a avut loc încercarea, precum și a comparării datelor obținute în mod real cu cele estimate teoretic, se pot trage următoarele concluzii: asimilarea carburii de siliciu s-a făcut în condiții bune; procentul de asimilare a fost de aprox. 85—90%; brichetarea sau concasarea bucăților de carbură nu a fost necesară, acestea fiind introduse în cubilou direct sub forma în care au fost livrate; prețul tonei de fontă a scăzut.

Utilizarea carburii de siliciu în cuptorul cu inducție. Pentru utilizarea carburii de siliciu în cuptorul electric cu inducție primele încercări au fost făcute la un cuptor cu capacitatea de 3,5 t și frecvența de 50 Hz.

Carbura de siliciu a fost adăugată pe baia de metal lichid sub formă concasată la dimensiunea de 20—30 mm și menținută pe baie timp de 30 min, la o temperatură de 1 450°C. Cantitatea de carbură adăugată a fost de 1%, respectiv 35 kg.

Analiza fontei din cuptor înainte și după adăugarea carburii de siliciu nu a pus însă în evidență modificări importante ale conținuturilor de carbon și siliciu.

Această situație este datorată faptului că nu au fost respectate următoarele condiții: granulația carburii de siliciu trebuie să fie de 3—6 mm pentru asigurarea unei suprafețe de contact și a unei asimilări cît mai mari; conținutul de carbon și siliciu al topiturii la care se adaugă trebuie să fie scăzut, în cazul în care carbura de siliciu nu se adaugă împreună cu încărcătura solidă, ci direct pe baia de fontă lichidă, este nevoie de o temperatură ridicată de 1 450—

Tabelul 8

Compoziția chimică a fontei înainte și după adăugarea carburii de siliciu

Denumirea	C, %	Si, %
Compoziție inițială	3,00	1,42
Compoziție finală	3,17	1,87
Cantitate asimilată	+0,17	+0,45

1 500°C și de un brasaj puternic în vederea asimilării; dacă împreună cu carbura de siliciu se introduce și aproximativ 10—15% dintr-un fondant, cum ar fi CaO, CaF_2, NO, gradul de asimilare a acesteia este îmbunătățit.

Ulterior, încercările au fost reluate într-un cuptor de topire cu capacitatea de 18 t, procedînd în modul următor: carbura de siliciu a fost concasată la dimensiuni de maximum 7—8 mm; conținuturile de carbon și siliciu ale băii metalice au fost menținute la valori scăzute, respectiv C = 3,0% și Si = 1,4%; cantitatea de fontă lichidă la care s-a făcut adaosul de carbură a fost de ≈ 10 tone, pentru a asigura un brasaj puternic; temperatura fontei în momentul adăugării carburii de siliciu a fost de 1 400°C, SiC fiind ulterior ridicată pînă la valoarea de 1 500°C într-un timp de aprox. 15 min; cantitatea de carbură adăugată fontei lichide a fost de 1% respectiv 100 kg și a avut compoziția chimică conform tabelului 1, punctul 1;

împreună cu carbura de siliciu au fost adăugate în baia de fontă lichidă și 15 kg de fondant (CaO) pentru mărirea gradului de asimilare al acesteia.

Efectuînd analiza chimică a fontei din cuptor înainte și după adăugarea carburii de siliciu, au fost obținute rezultatele indicate în tabelul 8.

Conform acestor rezultate a fost evident faptul că asimilarea carburii de siliciu s-a făcut în condiții bune, permițînd o îmbogățire a conținutului de carbon cu 0,17% și a celui de siliciu cu 0,45%.

Concluzii

În urma celor două experimentări, se pot trage următoarele concluzii :

— folosirea carburii de siliciu ca material de carburare și îmbogățire cu siliciu este posibilă, aceasta avînd un randament de asimilare suficient de ridicat pentru a prezenta interes în industrie ;

— datorită prețului de cost mai scăzut decît cel al ferosiliciului, carbura de siliciu prezintă un avantaj considerabil ;

— atunci cînd este nevoie de corecții fine și rapide ale compoziției chimice, carbonul de electrozi și ferosiliciul 75 sînt mult mai indicate decît carbura de siliciu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni, L. și Ripoșan, I. *Turnarea fontei.* București, Editura didactică și pedagogică, 1985.

[2] * * * *Topirea fontei în cuptorul electric cu inducție.* Casting Engineering & Foundy World, S.U.A., vol. 16, 1984.

[3] * * * *Rolul nucleației în elaborarea fontei cenușii turnate în piese.* Casting Engineering & Foundry World, S.U.A., vol. 15, 1984.

[4] * * * *Influența deșeurilor de oțel și a adaosurilor de șarjă în cuptorul cu inducție asupra defectelor din fonta turnată.* În : Giesserei, R.F.G., nr. 8, 1975.

[5] * * * *Utilizarea carburii de siliciu în cuptorul cu inducție.* În : Giesserei, R.F.G., nr. 18, 1972.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 2, 1987

Studii ale comportării cărbunilor tratați termic în procesul de presare, p. 3 — Cauzele adezivității încărcăturii de cărbuni în dozatorul instalației de cocsificare continuă în straturi, p. 6 — Perfecționarea procedeului de clasificare a șlamurilor de cărbune înainte de flotare, p. 8 — Efortul de evacuare a turtei de cocs din cuptoarele cu camere cu volum de 41,6 m³, p. 10 — Determinarea pierderilor prin arderea cocsului la răcirea acestuia cu amestec de abur și gaz, p. 16 — Studierea încălzirii bateriilor de cocsificare cu amestec de gaz de cocserie și de gaze naturale, p. 18 — Perfecționarea schemei de răcire finală a gazului de cocserie, p. 22— Estimarea comparativă a apei și a soluției de tiocianat de natriu ca lichide de spălare, p. 24 — Studierea caracteristicilor fizico-chimice ale unor produse cocsochimice, p. 27 — Studierea compoziției produselor rezultate la piroliza 4-metilfenolului, p. 28 — Metoda determinării dioxidului de carbon, a carbonaților cărbunilor bruni și huilei, p 32 — — Determinarea accelerată a clorurilor, rodanurilor și a fenolilor diatomici din apele tehnologice, p. 33 — Procedeu special de determinare a volumului microporilor cărbunilor granulați activi, p. 36 — Posibilitatea stabilizării gudronului fluid, p. 38 — Motor electric cu două viteze al centrifugii AG—1 800—3k, p. 40 — Instalație experimentală de aprindere automată a gazului la faclele colectoarelor de gaz, p. 45— Necesitatea îmbunătățirii controlului calității cărbunilor destinați cocsificării, p. 46 — Creșterea eficienței procesului de depunere a cărbunelui mărunt, p. 47 — Înlocuirea culbutoarelor de vagoane cu subansambluri mari, p. 49 — Aplicarea mijloacelor perfecționate de mecanizare la executarea reparațiilor capitale ale camerelor de la instalațiile de stingere uscată a cocsului, p. 50— Studierea diferitelor metode de prelucrare a apelor pentru micșorarea coroziunii și formării depunerii, p. 51 — Folosirea aerului îmbogățit cu oxigen la curățarea biochimică a apelor reziduale, p. 53 — Experiența exploatării răcitoarelor finale cu grătare plan-paralele, p. 58 — Aglomerarea selectivă a șlamurilor de cărbune, p. 62.

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, Franța, nr. 58, 1986

Relații între structură și proprietăți la aliajele de aluminiu turnate, p. 10 — Analiza microstructurii produselor inoculante (ferosiliciu și silicocalciu) cu ajutorul microsondei electronice automatizate. Repartizarea elementelor alcalinopămîntoase și a aluminiului, p. 23 — — Avantajele manganului la fontele cu grafit nodular austenitice, p. 35.

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, Franța, nr. 59, 1986

Eliminarea dimetilaminei din efluenții gazoși, p. 8— Al doilea Congres asupra fontei ductile prelucrate prin călire în trepte, p. 13 —Al 30-lea Congres european al turnătorilor de modele în ceară pierdută, p. 21 — Catalizatori pentru rășinile furanice sau fenolice cu autoîntărire, p. 1 — Elaborarea aliajului A-G3T, p. 25 — Un nou aliaj de magneziu, p. 26 — Oțelurile cu disporsoid (microaliate) utilizate în domeniul mecanicii, p. 32 — Instrumente de tăiere din ceramică, p. 39.

Fonderie Fondeur d'aujourd'hui, Franța, nr. 60, 1986

Elemente pentru calculul pieselor din fontă supuse eforturilor de flexiune, p. 11—Solidificarea și turnătoria, p. 13 — Caracteristici comparate ale procedeelor de formare și miezuire, p. 23 — Informații recente privind aliajele austenitice Fe-Mn-Al, p. 31.

Prof. dr. ing. L. Sofroni
și dr. ing. I. Ripoșan
Institutul politehnic — București

Considerații privind perfecționarea tehnologiei de elaborare a fontei în cubilou în vederea utilizării cocsului mărunt de calitate inferioară

CZ : 669.16 : 662.741.3

Consumul de cocs mărunt de calitate inferioară

Sînt cunoscute condițiile impuse combustibilului utilizat în cubilou în vederea realizării unei elaborări care să asigure obținerea unei fonte de calitate ($T_f > 1400°C$, $S < 0{,}08\%$) și o topire economică (consum de cocs de max. 180 kg/t fontă lichidă, max. 40% fontă furnal, min. 30% fier vechi). În afară de cocsul de turnătorie standardizat, în cubilou se mai utilizează și alte sortimente de cocs, respectiv cel de furnal și cel de turnătorie, de calitate inferioară (tab. 1).

Din datele prezentate în tabelul 1, rezultă că atît cocsul de furnal propriu-zis cît și cel de turnătorie mărunt, de calitate inferioară ridică o serie de probleme la utilizarea în cubilou, în principal datorită : granulației scăzute și neuniforme (25—80 mm); rezistenței mecanice scăzute, atît la rece ($M_{40} < 78\%$) cît mai ales la cald, deci cu sensibilitate mare la sfărîmare în cubilou; conținutului ridicat de cenușă, care diminuează capacitatea de ardere (putere calorică sub 7 000 kcal/kg); conținutului ridicat de sulf ce favorizează procesul de suflare a fontei ($S > 0{,}12\%$), proces deosebit de accentuat și datorită granulației scăzute (suprafață specifică mare) și consumului mare de cocs.

Într-o serie de lucrări [1]—[4], [17] și [18] au fost prezentate implicațiile înlocuirii cocsului de turnătorie cu caracteristici superioare cu combustibili inferiori.

Utilizarea unui cocs de granulație mică, dar uniformă, asigură condiții relativ bune de funcționare a cubiloului, net superioare față de cazul unei granulații neomogene, dar la cote mai scăzute decît în cazul unei granulații optime $\left(d_k = \left(\frac{1}{11} \dots \frac{1}{7}\right) \cdot D\right)$ [4]

Pornind de la condițiile specifice de ardere a cocsului în strat în cubilou, în cazul unor granulații omogene, de ordinul a 25, 50 și 100 mm, și utilizînd datele lui Rehder referitoare la proporția de CO_2 redus în aceste condiții [5], în tabelul 2 a fost sintetizată influența granulației cocsului asupra compoziției gazelor, consumului de cocs și căldură prin reacția Bell-Boudouard, la un cubilou $D = 1200$ mm.

A fost luat în considerare un cocs cu conținutul de carbon $C_k = 80\%$, în zona de ardere realizîndu-se 75 m³ gaze/100 kg înc., ce conțin 17% CO_2 și 8% CO, datele din tabelul 2 corespunzînd relațiilor :

$$Q_k = \frac{\eta_v}{100}\left(\frac{C_k}{100} \cdot 33.561\right) + \frac{100 - \eta_v}{100} \cdot \left(\frac{C_k}{100} \cdot 10.019\right) = C_k\,(100 + 2{,}36 \cdot \eta_v) \quad \text{(kJ/kg cocs)} \qquad (1)$$

$$Q_{B.B} = 7.714 \cdot X_{CO_2} \text{(kJ/100 kg înc.)} \qquad (2)$$

$$G_{K-B\cdot B} = \frac{53{,}5 \cdot X_{CO_2}}{C_k} \text{ (kg cocs/100 kg înc.)} \qquad (3)$$

Tabelul 1

Caracteristicile cocsului utilizat în cubilou

Caracteristica	Cocs de turnătorie STAS 7491-71			Cocs de furnal		Cocs de turnătorie mărunt, de calitate inferioară
	CT 1	CT 2	CT 3	STAS 3258-74	Real	
Umiditate, max.%	4	4	4	5	3—20 (5—7)	5—15
Cenușă, %						
— media sub	8,0	9,5	11,0	—	12—13,3	
— max.	10,0	11,0	13,0	11—13	8—17	11—15
S max., %	0,9	1,0	1,1	1,7—2,1	0,8—2,1	1,1—1,5
Volatile max., %	1,0	1,2	1,5	1,7—2,0	1,1—1,3	0,8—1,5
Porozitate max., %	42	45	47		40—53	40 —45
Rezistență mecanică M_{40}, %						
— media peste	88	80	78	—		
— min.	85	75	74	70—76	70—74	74—77,5
Putere calorică min., kcal/kg	7100	7000	6800	—	—	6 800—6 900
Granulația, % :						
— min. 80 mm	95	85	70	—	—	—
— min. 60 mm	—	—	—	—	—	sub 50
— min. 25 mm	—	—	—	93—94	92,5	92

$$G'_{K-BB} = \frac{Q_{B.B}}{Q_K} = \frac{7.714\ X_{CO_2}}{C_K(100 + 2{,}36 \cdot \eta_v)}$$

(kg cocs/100 kg înc.) (4)

$$G_{K-T} = G_{K-BB} + G'_{K-BB} \quad (5)$$

în care:

Q_K este cantitatea de căldură realizată în zona de ardere a cubiloului, kJ/kg cocs;

Q_{BB} — cantitatea de căldură consumată de reacţia Bell-Boudouard (BB), kJ/100 kg înc.;

G_{K-BB} — consumul de cocs în reacţia *BB*, kg cocs/100 kg, înc.;

G'_{K-BB} — consumul suplimentar de cocs în zona de ardere pentru a compensa căldura consumată în reacţia *BB*, kg cocs/100 kg înc.;

η_v — coeficientul de ardere, %;

C_K — conţinutul de carbon al cocsului, %;

X_{CO_2} — proporţia de CO_2 redus la CO, în reacţia *BB*, m^3CO_2/100 kg înc.

Aşa cum rezultă din tabelul 2, în condiţiile păstrării constante a calităţii cocsului şi a înălţimii patului de cocs, micşorarea valorilor granulaţiei în condiţii de omogenitate dimensională determină reducerea accentuată a CO_2 la CO, creşterea intensă a volumului de CO în gaze (dublu faţă de volumul CO_2 redus), datorită faptului că dintr-un mol de CO_2 rezultă doi moli de CO, în reacţia *BB* şi mărirea de două, trei ori a consumului de căldură prin reacţia *BB*, ceea ce echivalează cu consumuri suplimentare de cocs.

Luînd în considerare condiţiile de calitate în ansamblu, trecerea de la un cocs de turnătorie corespunzător clasei CT 1 la un cocs mărunt, de calitate inferioară (tab. 1), determină creşteri importante ale consumului specific, aşa cum rezultă din tabelul 3.

Căile reducerii consumului de cocs mărunt

În vederea reducerii consumului de cocs se impune introducerea în bilanţul termic al cubiloului a noi surse de căldură, precum şi crearea unor condiţii favorabile măririi randamentului termic, atît la încălzirea încărcăturii, cît mai ales la supraîncălzirea fontei lichide în patul de cocs.

În acest sens, se consideră că trebuie să se ţină seamă de: uniformizarea proceselor de ardere în patul de cocs, creşterea temperaturii maxime a gazelor în zona primului rînd de guri de aer, în special prin utilizarea aerului cald, valorificarea în cubilou a căldurii chimice a gazelor în vederea creşterii randamentului termic, creşterea gradului de utilizare a căldurii fizice a gazelor în vederea îmbunătăţirii condiţiilor de încălzire a încărcăturii în cubilou.

Uniformizarea proceselor de ardere în patul de cocs. În vederea asigurării unor condiţii mai bune de ardere a cocsului, îndeosebi în cazul în care acesta are granulaţia şi combustibilitatea la valori scăzute, pot fi luate mai multe măsuri, care şi-au dovedit utilitatea. În acest sens se pot aminti:

— folosirea a două—trei rînduri de guri de aer, amplasate la o distanţă relativ redusă între ele (150—350 mm), pe primul rînd introducîndu-se cea mai mare parte din aer (min. 80%);

— mărirea vitezei de pătrundere a aerului în cubilou, prin micşorarea secţiunii gurilor de aer şi creşterea presiunii, rezultate notabile semnalîndu-se în special în U.R.S.S. şi S.U.A. [12], [17];

— prelungirea gurilor de aer în interiorul patului de cocs [12], [15];

— alimentarea cu aer în regim pulsatoriu [16].

Creşterea temperaturii maxime a gazelor în zona de ardere prin utilizarea aerului cald. Din cubilou se evacuează în atmosferă 500—700 Nm^3 gaze/t fontă, la temperatura de 500—700°C aceste gaze conţinînd 10—18% CO, respectiv 50—100 Nm^3 CO/t fontă.

Tabelul 2

Influenţa granulaţiei cocsului asupra componenţei gazelor, consumului de căldură şi de cocs cu reacţia Bell-Boudouard

Granulaţia cocsului d_k, mm	Componenţa gazelor în zona de ardere (G = 75 m^3/100 kg înc.)		Proporţia de CO_2 redus în zona de reducere	Componenţa finală a gazelor			Q_{BB} kJ/100 kg înc.	Consumul de cocs cu reacţia *BB* kg/100 kg înc.			
	CO_2	CO		m^3/100 kg înc.	CO_2	CO		G_{K-BB}	G'_{K-BB}	Total G_{K-T}	ΔK
100	17% (12,75m^3)	8% (6m^3)	4%	78	9,75m^3	12m^3	22 142	2,01	1,05	3,06	—
50	17% (12,75m^3)	8% (6m^3)	7%	80,25	7,5m^3	16,5m^3	40 499	3,52	1,91	5,43	+2,37
25	17% (12,75m^3)	8% (6m^3)	11%	83,25	4,5 m^3	22,5m^3	63 641	5,53	3,0	8,53	+5,47

Tabelul 3

Creşterea consumului de cocs determinată de înrăutăţirea calităţii acestuia, la un cubilou cu aer rece, cu un singur rînd de guri de aer

Caracteristica	Valori
Consumul de cocs de bună calitate : $d_k = \frac{1}{10} \cdot D$; W = max. 4 % ; cenuşă = 9 % ; S = 0,9 % ; M_{40} > 80 % ; Q_{ianh} > 7000 kcal/kg	140 kg/tf.l. ; 215 kg/t p.b. (I_s = 65 %)
Creşteri ale consumului de cocs datorită :	
— scăderii granulaţiei $\left(\frac{1}{10} \cdot D \rightarrow \frac{1}{25} \cdot D\right)$	+30 ··· +50 kg/tf.l.
— creşterii proporţiei de cenuşă (9→14 %)	+10 ··· +50 kg/tf.l.
— creşterii conţinutului de sulf (0,9→1,5 %)	+ 5 ··· +20 kg/tf.l.
— creşterii reactivităţii (20→30 %)	+10 ··· +30 kg/tf.l.
Total creşteri	+55 — +150 kg/tf.l.
Consumul de cocs de calitate inferioară : $d_k = \left(\frac{1}{25} \cdots \frac{1}{15}\right) \cdot D$; W = 4 — 10 % ; cenuşă = 11 — 14 % ; S = 1,0 — 1,5 % ; M_{40} < 80 % ; Q_{ianh} < 7000 kcal/kg	195 — 290 kg/tf.l. 320 — 500 kg/tp.b. (I_s = 60 %)

Obs. : tf.l. — tonă fontă lichidă ; tp.b. — tonă piese bune ; D — diametru cubilou ; W — umiditate.

Recuperarea căldurii gazelor de cubilou *Tabelul 4*

Căldura fizică şi chimică a gazelor de cubilou la elaborarea a 1,0 mil. tf.l./an		Conţinutul CO în gaze, %	
		10 — 18	5 — 10
Total căldură evacuată din cubilou cu gazele de ardere :	kJ/an	100 — 150 · 10^4	60 — 130 · 10^4
	tc.c./an	80000 — 120000	50000 — 110000
	t cocs/an	50000 — 75000	30000 — 65000
Total căldură recuperată, la randamente ale recuperatorului : R_r = 25 %	kJ/an	25 — 40 · 10^4	15 — 35 · 10^4
	tc.c./an	20000 — 34000	12000 — 29000
	t cocs/an	12500 — 20000	7500 — 17500
R_r = 75 %	kJ/an	75 — 120 · 10^4	45 — 105 · 10^4
	tc.c./an	60000 — 100000	38000 — 88000
	tone cocs/an	37500 — 60000	22500 — 52500

Rezultă deci că aceste gaze evacuează în atmosferă cantităţi importante de căldură, respectiv 25 — 65 · 10^4 kJ/t sub formă de căldură fizică şi 70 — 100 · 10^4 kJ/t sub formă de căldură chimică, deci un total de 100 — 150 · 10^4 kJ/t.

În cazul în care conţinutul de CO în gaze scade la 5 — 10 % ca urmare a arderii acestuia în cubilou, căldura chimică corespunzătoare reprezintă 30 — 60 · 10^4 kJ/t, respectiv o căldură totală a gazelor de 60 — 130 · 10^4 kJ/t.

Avînd în vedere faptul că în prezent în R.S.R. se produc în cubilou circa 1,0 mil. t fontă lichidă/an, rezultă pierderi însemnate de energie (tab. 4), cubiloul fiind unul din cele mai impor-

tante utilaje la care trebuie realizată recuperarea energiei.

O cale importantă a recuperării acestei energii este preîncălzirea aerului de combustie a cubiloului, deci este posibilă reintroducerea în sistem a unei părți a energiei pierdute, ponderea acestuia depinzînd în primul rînd de randamentul recuperatorului.

În condițiile în care se utilizează recuperatoare clasice (cu țevi metalice), randamentul este de regulă scăzut (20—30%) dar și în acest caz energia recuperată este importantă (tab. 4). De exemplu, la un randament al recuperatorului doar de 20,81%, a fost posibilă obținerea aerului cald la 420°C (T_g = 500°C), orar fiind reintrodusă în cubilou o energie de ordinul a 1 376 kWh/h, ceea ce a reprezentat 10% din căldura realizată [6]. Într-un alt caz, aerul la 500°C a constituit o sursă de căldură reprezentînd 14,3% din totalul căldurii realizate în cubilou [7].

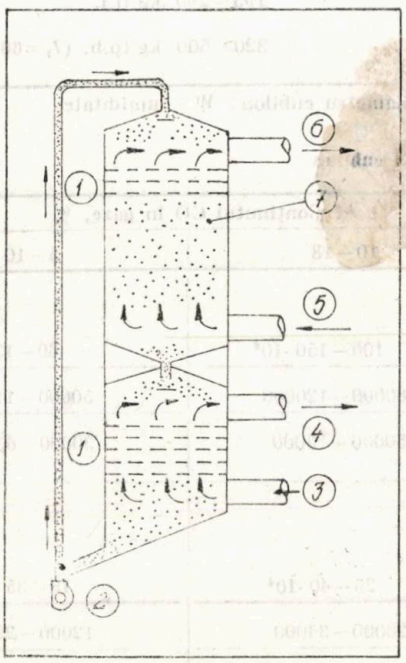


Fig. 1. Recuperator pentru cubilou cu bile ceramice : *1* — grătare ceramice ; *2* — ventilator pentru transportul bilelor ; *3* — intrare aer rece ; *4* — ieșire aer cald ; *5* — intrare gaze de cubilou, după ce a ars CO la CO_2 ; *6* — evacuare gaze arse ; *7* — bile ceramice

În prezent se utilizează tot mai mult recuperatoare cu bile ceramice, care realizează nu numai valori foarte mari ale randamentului recuperării (peste 70%), cît și condiții bune de funcționare, inclusiv în condițiile prezenței prafului în gazele de ardere, așa cum este cazul cubiloului [7], [8].

În R.S.R. există preocupări în vederea proiectării unor asemenea recuperatoare de căldură (I.C.S.I.T.P.S.C.M. — filiala Cluj-Napoca) [9], iar literatura de specialitate indică existența unor sisteme deosebit de eficiente (fig. 1) [7], [8]. Rezultatele remarcabile obținute cu aceste recuperatoare în cazul cuptoarelor de forjă la Combinatul de utilaj greu, Iași, Întreprinderea „23 August"-București, I.M.G.B. etc. au creat premisele extinderii lor și la cubilouri.

În asemenea condiții, anual pot fi recuperate cantități mari de energie (tab. 4).

Utilizarea aerului cald, la temperaturi de ordinul a 400—600°C, contribuie la îmbunătățirea randamentului termic al cubiloului, prin mai multe acțiuni :

— introducerea în cubilou a unei cantități de căldură ce reprezintă 10—25% din totalul căldurii realizate, ceea ce echivalează cu 15—40 kg cocs/tf.l. ;

— intensificarea proceselor de ardere în patul de cocs, creșterea temperaturii maxime a gazelor în zona de ardere cu 100—300°C și a temperaturii acestora la partea superioară a cubiloului (ex. cu 350°C pt. T_a = 500°C), precum și mărirea temperaturii cocsului, ca și diminuarea efectului de răcire a gurilor de aer duc la creșteri însemnate ale randamentului termic al cubiloului (ex. de la 50 la 62%, pentru η_v = 50%, T_a = 500°C, T_g = 500°C) [6]. În aceste condiții, se utilizează în plus, în mod util, încă 30—50 · 10^3 kJ/100 kg înc., ceea ce echivalează cu 15—25 kg cocs/tf.l.

Este cunoscut faptul că la utilizarea aerului cald are loc o concentrare a zonei de ardere și, deci, o lărgire a celei de reducere, dar creșterea cantității de căldură ce părăsește prima zonă compensează consumul suplimentar de căldură prin extinderea reacției Bell-Boudouard, astfel că, în final, gazele ce părăsesc patul de cocs vor avea temperaturi mai ridicate. În cazul cocsului mărunt, prezența aerului cald practic nu mai acționează în sensul concentrării în plus a acesteia.

Rezultă deci că, în cazul aerului cald, există posibilitatea folosirii unei surse suplimentare de căldură, fără consumarea unui alt combustibil, și a ameliorării gradului de utilizare a căldurii în cubilou. În aceste condiții pot fi realizate mai multe obiective :

— reducerea consumului de cocs cu 30—65 kg/tf.l., în condițiile păstrării constante a componenței încărcăturii metalice, temperatura fontei rămînînd la valori ridicate, productivitatea crescînd, iar pierderile prin ardere micșorîndu-se în mod deosebit ; această măsură constituie deci un mijloc eficient de reducere substanțială a consumului de FeSi, fiind posibilă utilizarea, unor materiale metalice sărace în siliciu (inclusiv FAK) ;

— reducerea pînă la eliminare a participației fontei de furnal în încărcătură în favoarea fierului vechi, ce depășește frecvent 50%, în condițiile realizării unui consum redus de cocs (sub 130 kg/tf.l. la un cocs bun și sub 170 kg/tf.l. la un cocs decarburat) și ale obținerii unor fonte cu temperaturi ridicate (peste 1480°C

la un cocs bun și peste 1400°C la un cocs decarburat). De exemplu, în tabelul 5 este prezentată o sinteză realizată recent de firma KUT — Giessereitechnik GmbH — R.F.G., care evidențiază faptul că trecerea de la aer rece la aer cald (500°C) a permis eliminarea fontei de furnal (ce a reprezentat inițial 50%) și creșterea participației fierului vechi de la 15 la 65%, temperatura fontei crescînd cu 55°C, fără ca consumul de cocs să fie mărit (rezultate similare cuptorului cu inducție). Utilizarea aerului la temperaturi foarte mari (820°C) a dus la creșteri și mai mari ale temperaturii fontei (75°C), chiar la un consum mai mic de cocs (cu 6%) [7];

— îmbunătățirea calității fontei și ca atare reducerea rebutului (creșterea indicelui de scoatere) ca urmare a micșorării conținutului de sulf, creșterii gradului de puritate a fontei, îmbunătățirii proprietăților de turnare, precum și creării posibilităților de realizare a unei desulfurări eficiente în afara cubiloului, practic greu de realizat în cazul aerului rece și al cocsului de slabă calitate. Aceasta poate fi echivalată de asemenea prin economii de cocs de ordinul a 20—50 kg/tf.l.

Utilizarea aerului cald la cubilou este absolut necesară, atît pentru a recupera cantitățile imense de căldură pierdute în prezent cît și pentru că această măsură constituie condiția de bază vitală, pentru utilizarea cocsului mărunt de calitate mai slabă. La nivelul unui an, utilizarea aerului cald (400—600°C) ar putea duce la economii de cocs de turnătorie de ordinul a 50 000—100 000 t/an.

Utilizarea în cubilou a căldurii chimice a gazelor. În ultimele două decenii s-au manifestat preocupări de realizare a unor sisteme de alimentare cu aer care să permită arderea oxidului de carbon în cubilou, astfel încît să fie posibilă valorificarea căldurii rezultate în procesele de încălzire a încărcăturii și de supraîncălzire a topiturii.

În tabelul 6 au fost sintetizate principalele variante de alimentare cu aer a cubilourilor, în evoluția lor în timp.

Aceste variante prezintă mai multe particularități din punct de vedere al scopului urmărit, al rezultatelor obținute și al implicațiilor în funcționarea cubiloului. Caracteristica comună o constituie prezența unui rînd de guri de aer (cel de jos, I), practic la același nivel ca și la cubiloul clasic, care contribuie la arderea cocsului, și existența celui de al doilea rînd (II), care asigură arderea CO, din care cauză trebuie să fie la distanță mai mare față de primul. Variantele prezentate în tabelul 6 pot fi caracterizate astfel:

— Sisteme la care aerul introdus pe rîndul II urmărește doar arderea CO la CO_2, motiv pentru care acest rînd este amplasat deasupra patului de cocs, respectiv deasupra zonei de topire (la 1,5—2,0 m de primul, varianta V, tab. 6) [7], [12] sau chiar mai sus, pînă la un metru sub nivelul gurii de încărcare, cunoscute în general sub denumirea de *„cubilouri cu aer secundar"*;

— Sisteme la care aerul introdus pe rîndul II participă atît la arderea cocsului cît și a unei părți importante a oxidului de carbon, motiv pentru care se află amplasat în cea de a doua jumătate a înălțimii utile a patului de cocs (variantele III, IV — tab. 6), cunoscute sub denumirea de *„cubilouri cu aer redistribuit sau divizat"* [10], cînd distribuția aerului este egală sau preponderent pe primul rînd sau cu *„zonă de ardere extinsă"* [11], cînd ponderea maximă este pe rîndul II;

— Sisteme de alimentare cu aer, la care se utilizează un rînd II ce participă atît la arderea cocsului cît și a unei părți importante a CO (în zona superioară a patului de cocs), precum și un rînd III, ce asigură arderea unei alte părți de CO, ce a părăsit patul de cocs sau s-a format la contactul gazelor cu primele porții de cocs din încărcătură, un astfel de cubilou fiind cu *„aer redistribuit și secundar"* (varianta VI, tab. 6) [7].

O analiză a acestor sisteme și variante de alimentare cu aer a cubiloului duce la mai multe concluzii:

— Arderea CO în coloana de încărcătură, deci deasupra patului de cocs, prezintă avantajul scăderii mai accentuate a ponderii acestuia în gaze (pînă la 3—5%), dar are și o serie de inconveniente:

— căldura suplimentară realizată în acest mod participă direct numai la procesul de încălzire a încărcăturii și deci nu și la supraîncălzirea fontei lichide, punctul nevralgic al cubiloului, randamentul termic în acest proces fiind sub 10%. Din această cauză, participația acestei călduri la bilanțul termic al cubiloului este relativ scăzută. De exemplu, la cubiloul KGT [7], ce funcționează cu *„aer secundar"* (1,5—2,0 m rîndul II față de I), preîncălzit la 500°C, căldura realizată în cubilou constă din: $3650 \cdot 10^3$ kcal/h (80,2%) din arderea cocsului (12% K); $100 \cdot 10^3$ kcal/h (2,2%) din oxidările Si, Mn; $650 \cdot 10^3$ kcal/h (14,3%) din aerul cald ($T_a = 500$°C) și doar $150 \cdot 10^3$ kcal/h (3,3%) din arderea CO, al cărui conținut a fost redus la 5%. Deci căldura recuperată de la CO participă doar cu puțin mai mult decît cea rezultată din arderea Si și Mn la bilanțul termic al cubiloului. Aceasta explică și de ce la *„aerul redistribuit și secundar"* eficiența crește (tab. 5 și 6);

— aerul introdus în coloana de încărcătură poate determina răcirea forțată a bucăților metalice, în momentul în care acestea sînt aproape de topire, ceea ce poate avea un efect negativ deosebit. Din acest motiv, trebuie realizat

Tabelul 5

Parametrii de funcţionare a cubilourilor în diferite variante [7]

Categoria cuptorului	Tipul de cubilou	Încărcătura, %			Combustibilul	Temperatura fontei, °C	CO în gaze, %
		Oţel	Fontă de furnal	Recirculate			
Cubilou cu aer rece (CAR)	cu aer rece (CAR) (l.r.g.a.)	15	50	35	12,5% K	1 475	13
	CAR + aer secundar (2.r.g.a.)	15	50	35	9,5% K	1 505	4
	CAR + aer redistribuit (divizat) (2.r.g.a.)	15–20	45–50	35	9,5% K	1 495	9
	CAR + aer secundar + aer redistribuit (3 r.g.a.)	15–20	45–50	35	9,5% K	1 515	3
	CAR+CH_4 (l.r.g.a.)	15–20	45–50	35	9,5%K+CH_4	1 495	12
Cubilou cu aer cald	T_a=500°C	65	—	35	12,5% K	1 530	11
	T_a = 800°C	65	—	35	11,8% K	1 550	12
Cubilou fără cocs	tip Taft	15	50	35	70 m³ CH_4/t	1 315	—
	tip KGT	15	50	35	70 m³ CH_4/t	1 490	—
Cuptor cu inducţie	cu creuzet	65	—	35	680 kWh/t	1 520	—

ceea ce lucrarea [12] numeşte „*introducerea aerului în condiţii controlate*", fiind evident faptul că aerul rece nu se recomandă;

— aceste sisteme au dat rezultate bune în principal la cubilourile mari, de mare capacitate şi durată de funcţionare continuă, cu regim termic stabilizat, motiv pentru care nu sînt considerate oportune la cubilourile mici, cu suprafaţă specifică de răcire mare, cu durată de funcţionare scăzută şi încărcătură de slabă calitate;

— un asemenea sistem nu rezolvă problema restrîngerii zonei de reducere, deosebit de largă în cazul unui cocs mărunt. Chiar dacă oxidul de carbon rezultat din această zonă va arde în cubilou (deasupra patului de cocs), nu se poate diminua acţiunea negativă pe care o manifestă zona de reducere extinsă, în care atît cocsul cît şi gazele au temperaturi scăzute, în procesul de supraîncălzire a fontei. Se precizează că un asemenea sistem poate da bune rezultate în cazul unui cocs de bună calitate, cu granulaţie mare, cînd zona de reducere este restrînsă, dar este puţin eficient în cazul unui cocs mărunt, de slabă calitate.

Arderea CO în zona superioară a patului de cocs este deci recomandată şi poate fi astfel controlată încît să se asigure atît consumul a min. 75% din CO (care poate fi scăzut pînă la 5%, deci apropiat de varianta „*aer secundar*") cît şi al unei părţi din cocs într-o zonă care poate participa cu mare eficienţă la supraîncălzirea fontei. Într-un asemenea caz, zona de reducere poate fi restrînsă şi la un cocs cu granulaţie mică. Căldura suplimentară realizată prin arderea CO este astfel utilizată tocmai în procesul cel mai important din cubilou, la aceasta adăugîndu-se şi creşterea ponderii zonelor din patul de cocs, în care acesta are temperaturi ridicate, care contribuie de asemenea la creşterea randamentului cubiloului, deci la reducerea consumului de cocs.

Se consideră că o alimentare corespunzătoare cu aer, care să asigure o ardere în condiţii optime atît a cocsului, cît şi a oxidului de carbon, într-o zonă în care se poate influenţa puternic supraîncălzirea fontei (deci în patul de cocs), este de preferat îndeosebi la un cocs mărunt faţă de varianta în care arderea CO participă numai la încălzirea încărcăturii şi cînd efectele secundare pot fi dăunătoare, iar fiabilitatea întregului sistem redusă.

Mai mult, prezenţa unui rînd de guri de aer în zona coloanei de încărcătură complică construcţia şi întreţinerea în funcţionare a cubiloului, îndeosebi la cele de mici dimensiuni (83,5% din cubilourile din R.S.R. au max. D = 800 mm).

Faptul că în gaze mai rămîne o cantitate de 4–8% CO nu afectează bilanţul termic al cubiloului, datorită recuperării acestei călduri pentru obţinerea aerului cald.

O astfel de soluţie este oportună atît în cazul unui cocs mărunt şi de calitate inferioară cît şi al cubilourilor la care D nu depăşeşte 1 000

Tabelul 6

Varianta de alimentare cu aer a cubilourilor

Varianta (nr. r. g. a.)	Denumirea (perioada de apariție)	Distanța între r.g.a., mm	Distribuția aerului pe rînduri, %			Proporția CO în gaze, %	$Q_{chim.gaze}$, %	Efectele obținute			Particularitățile alimentării cu aer (ardere cocs și CO)
			I	II	III			Temperatura fontei	Productivitatea cubiloului	Consumul de cocs	
I (1 r.g.a.)	Cubilou clasic (1850)	—	100	—	—	10—18	20—40	Baza	Baza	Baza	O singură zonă de ardere [1z.a.k]
II (2—3 r.g.a.)	Cubilou cu mai multe r.g.a.(1920)	$d_{I-II} = d_{II-III} =$ 150—350	80—90 / 80	10—20 / 10	— / 10	10—16	20—40	+10... +30°C	+5... +10%	—5... —10%	O singură zonă de ardere cocs [1.z.a.k]
III (2 r.g.a.)	Cubilou cu aer redistribuit (divizat) (1970)	500—1100	50—70	30—50	—	4—10	10—15	+20— +80°C	+10— +25	—15— —40%	Ponderea maximă a aerului, pe rîndul I g.a [1z.a.k + 1 z.a (k+CO)]
IV (2 r.g.a.)	Cubilou cu zonă de ardere extinsă (1980)	650—750	15—50	50—85	—	4—10	sub 10	+40... +80°C	+15... +30%	N	Poderea maximă a aerului, pe rîndul IIg.a [1z.a.k + 1 z.a (k+CO)]
V (2 r.g.a.)	Cubilou cu ardere suplimentară a CO în coloana de încătură (aer secundar) (1980)	d_{I-II} = = 1500— 2000	N	N	—	4	sub 5	+30°C	N	—24%	Rîndul II, în coloana de încărcătură deasupra zonei de topire [1 z.a.k + +1 z.a.CO]
VI (3 r.g.a.)	Cubilou cu aer redistribuit și secundar (1980)	d_{I-III}= 1500-3000 d_{I-II}= 700—1000	N	N	N	3	sub 5	+40°C	N	—24%	Rîndurile I și II în patul de cocs, rîndul III în coloana de încărcătură [1 z.a.k + 1z.a (k+CO) +1 z.a.CO]

* — r.g.a. — rînduri guri de aer; $Q_{chim.gaze}$ — căldura chimică a gazelor

** — Variantele I, II, III, IV — toate rîndurile de guri de aer alimentează patul de cocs (PK); varianta V — rîndul I în p. K, rîndul II în coloana încărcătură; varianta VI — rîndurile I și II în patul de cocs, similar variantele III, IV iar rîndul III, în coloana de încărcătură (similar varianta V)

N — Informații incomplete (neconcludente)

z.a.k — zonă de arderea a cocsului; z.a.CO — zonă de ardere a CO; z.a.(k +CO) — zonă de ardere a cocsului și CO a

mm; la realizarea unor asemenea sisteme de alimentare cu aer trebuie să se țină seamă de:

— asigurarea debitelor și presiunii optime de aer, atît pentru arderea cocsului cît și a oxidului de carbon introdus în cubilou în condiții corespunzătoare specificului acestor cubilouri, fără afectarea lui T_{gmax}, corespunzător primului rînd de guri de aer;

— asigurarea unor valori optime pentru distanțele dintre cele două rînduri de guri de aer, pentru grosimea stratului de cocs deasupra nivelului al II-lea de guri de aer și pentru înălțimea totală a patului de cocs;

— dimensionarea corespunzătoare a gurilor de aer și adoptarea unor suflante care să asigure învingerea rezistenței hidraulice mărite; în cazul cocsului mărunt, cele două rînduri de guri de aer trebuie să fie alimentate independent.

Se impun unele precizări în ceea ce privește terminologia folosită în acest domeniu. Astfel, termenul din limba engleză „divided blast" tradus simplificat ca fiind „aer divizat" are semnificații mai largi, referindu-se de fapt la sisteme de alimentare cu aer pe două rînduri, independente și controlate. În cazul termenului „secondary blast" este vorba de utilizarea unei cantități de aer (primar) pentru arderea cocsului și a unei alte cantități (secundar) pentru arderea oxidului de carbon. Avînd în vedere aceste situații, în tabelul 6, în coloana 2 au fost trecute denumirile utilizate în mod frecvent, în timp ce în coloana 12 au fost introduse denumiri ce țin seamă de particularitățile arderii celor doi combustibili (cocs și CO). Din acest punct de vedere, pot fi mai multe variante de cubilouri:

— cubilouri cu o singură zonă de ardere a cocsului (1 z.a.k.);

— cubilouri cu o zonă de ardere a cocsului și o zonă de ardere concomitentă a cocsului și oxidului de carbon [1 z.a.k. + 1 z.a (k + CO)];

— cubilouri cu o zonă de ardere a cocsului și o zonă de ardere a oxidului de carbon [z.a.k. + 1 z.a.CO];

— cubilouri cu o zonă de ardere a cocsului, o zonă de ardere concomitentă a cocsului și oxidului de carbon și o zonă de ardere a oxi-

dului de carbon [1 z.a.k. + 1 z.a. (k + CO) + + 1 z.a.CO].

Realizarea unui factor ridicat de încălzire a încărcăturii. În ultimul deceniu se acordă o atenţie mărită condiţiilor de realizare a schimbului de căldură la partea superioară a cubiloului, astfel încît să se preia de la gaze cît mai multă căldură. În acest sens, în Franţa [13] s-a introdus noţiunea de „*indice al capacităţii de preîncălzire*" (*ICP*) al încărcăturii cubiloului, definit cu relaţia:

$$ICP = \frac{V_u}{P} (m^3/t) \qquad (6)$$

în care V_u este volumul util al cuvei cubiloului, respectiv între gurile de aer şi gura de încărcare, m^3; P — producţia orară, în regim stabil a cubiloului, t/h.

Există şi un alt mod de exprimare a lui P, respectiv ca viteză de topire (t/h), reprezentînd în acest caz raportul dintre cantitatea totală de material încărcat şi durata totală de suflare a aerului, respectiv de funcţionare a cubiloului. În lucrarea [14], care utilizează această ultimă formă a lui P, se remarcă faptul că nu apar diferenţe prea mari între cele două forme ale lui *ICP*, pe baza analizei cubilourilor de la 71 turnătorii din Franţa. Din datele prezentate în tabelul 7 [14] rezultă că în Franţa, în 1981, doar o mică parte din cubilourile analizate (reprezentînd 27% din total, cele mai reprezentative) corespund valorilor recomandate, considerate optime pentru *ICP*.

Avînd în vedere faptul că şi în R.S.R. situaţia este asemănătoare, se impune luarea unor măsuri pentru asigurarea unor condiţii mai bune de încălzire a încărcăturii.

De acest lucru s-a ţinut seamă la revizia STAS 2839-86 referitor la cubilouri, în care au fost prevăzute raporturi între înălţimea utilă a cuvei şi diametrul mai mare al cubiloului (D), respectiv de ordinul 10 (D = 600 mm) pînă la 5,0 (D = 1500 mm).

Rezolvarea acestei probleme numai prin creşterea înălţimii cubiloului nu poate fi considerată corespunzătoare deoarece creşte pericolul de agăţare a încărcăturii, apar schimbări sensibile la sistemul de încărcare (pînă la necesitatea înlocuirii acestuia), apar probleme provocate de înălţimea halei (care de multe ori este insuficientă) etc.

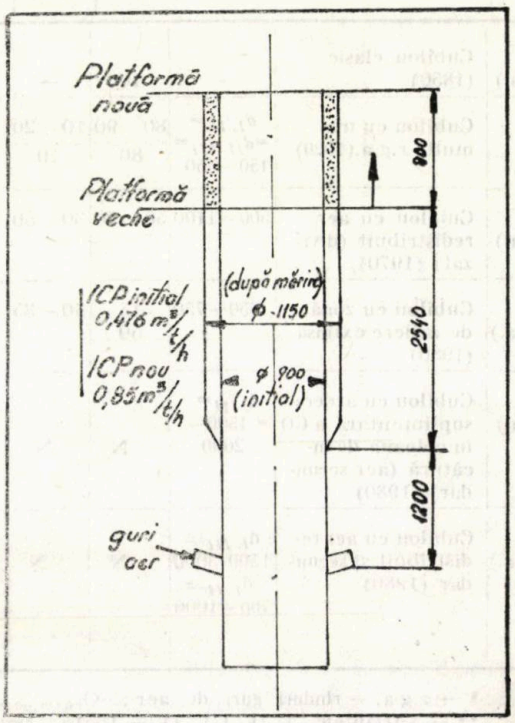


Fig. 2. Creşterea indicelui capacităţii de preîncălzire a încărcăturii în cubilou (*ICP*) prin mărirea diametrului deasupra patului de cocs şi a înălţimii cuvei

Se consideră mai bun sistemul adoptat în Franţa, şi anume realizarea într-o primă etapă a creşterii diametrului cubiloului deasupra patului de cocs şi abia pe urmă apelarea la o înălţare (de mică amploare) a cuveei (fig. 2), realizîndu-se în acest caz valorile recomandate pentru *ICP*, cu mai puţine implicaţii.

Tabelul 7

Situaţia cubilourilor din Franţa, din punct de vedere al indicelui de preîncălzire a încărcăturii (*ICP*) [14]

Diametrul cubiloului, D, mm	$D < 800$ mm	$800 \geq D \leq 1000$	$D > 1000$ mm
Valorile lui *ICP*, recomandate de C.T.I.F. Franţa	0,7	0,7—1,0	>1,0
Valori realizate în 71 turnătorii din Franţa			
ICP = 0,30—0,44	18,2%	5,9%	15,4%
0,45—0,59	63,6%	50%	26,9%
0,60—0,74	18,2%	23,5%	19,3%
0,75—0,89	—	8,8%	26,9%
0,90—1,04	—	11,8%	3,8%
1,05—1,19	—	—	7,7%
Observaţii	Doar 18%, $ICP \geq 0,6$	44%, cu $ICP \geq 0,6$ 20%, cu $ICP \geq 0,75$	11%, cu $0,9 < ICP < 1,2$ 38%, cu $ICP > 0,75$

În exemplul prezentat în figura 2, la un cubilou cu $D=900$ mm, ICP a fost crescut de la 0,476 la 0,85 prin creşterea diametrului pînă la 1 150 mm şi prin înălţarea cuvei doar cu 800 mm, ceea ce nu a afectat practic sistemul de încărcare.

Se atrage însă atenţia asupra faptului că valorile lui ICP, respectiv ale lui P din relaţia (6) au fost determinate pentru cubilouri cu aer rece, ce funcţionau cu cocs corespunzător, de bună calitate. În condiţiile unui cocs de slabă calitate, cînd productivitatea scade în mare măsură (uneori pînă la 50%) pot să apară creşteri artificiale ale acestui factor. De exemplu, la un cubilou cu $D=800$ mm ($P=5$ t/h), a fost găsit $ICP = 0{,}6$, în condiţiile unui cocs de turnătorie bun, deci necorespunzător conform datelor prezentate în tabelul 7 [14]. În cazul în care în acelaşi cubilou a fost utilizat un cocs mărunt, de slabă calitate, productivitatea a scăzut cu 30—40%, ajungînd la $P = 3{,}0—3{,}5$ t/h, respectiv $ICP = 0{,}85—1{,}0$, deci aparent corespunzător recomandărilor CTIF pentru această mărime de cubilouri.

Pe de altă parte, creşterea lui ICP, ca urmare a măririi volumului util al cuvei cubiloului, respectiv al încărcăturii, impune necesitatea utilizării unui cocs cu rezistenţă mai mare (indeosebi la cald), în caz contrar ajungîndu-se la sfărîmarea cocsului şi deci la compactizarea patului de cocs.

Rezultă deci că în cazul cocsului mărunt cu rezistenţă mecanică redusă (tab. 1), o asemenea soluţie este limitată. În acest context, se apreciază că valorile impuse de noul STAS 2839, respectiv $H_u/D = 5—10$ sînt exagerate în condiţiile unui asemenea combustibil. Pe de altă parte şi valorile lui ICP considerate a fi optime (tab. 7) trebuie analizate cu discernămînt, ţinîndu-se seamă de rezistenţa cocsului. În cazul cocsului cu rezistenţă mecanică redusă, trebuie adoptate valori mai mici ale lui ICP, pentru a preîntîmpina sfărîmarea cocsului, capacitatea mai mică de încălzire a cubiloului fiind compensată de recuperarea căldurii gazelor evacuate din cubilou prin intermediul aerului preîncălzit.

Concluzii

În vederea utilizării unui cocs de calitate inferioară sînt necesare următoarele: sortarea riguroasă a cocsului şi utilizarea în cubilou numai a fracţiei granulometrice de minimum 40 mm, la o diferenţă de granulaţie de maximum 30 mm, proces ce trebuie efectuat în primul rînd la cocserie şi continuat în turnătorii; utilizarea aerului cald (400—600°C), obţinut prin recuperarea căldurii fizice şi chimice a gazelor de cubilou, în recuperatoare cu bile ceramice; adoptarea sistemului cu două rînduri de guri de aer la care rîndul II să se afle amplasat la partea superioară a patului de cocs. Arderea CO la partea superioară a patului de cocs trebuie realizată fără afectarea temperaturii maxime a gazelor în zona principală de ardere, utilizîndu-se debite optime de aer atît pentru cocs, cît şi pentru CO, în corelaţie directă cu granulaţia cocsului. Cele două rînduri de guri de aer trebuie alimentate independent, la o presiune mărită, asigurîndu-se creşterea vitezei de pătrundere a aerului în cubilou, realizarea unei capacităţi corespunzătoare de încălzire a încărcăturii, îndeosebi prin mărirea diametrului cubiloului deasupra patului de cocs fără însă ca aceasta să ducă la sfărîmarea cocsului.

Sînt necesare unele cercetări privind arderea în strat a cocsului de calitate inferioară întrucît în literatură sînt menţionate unele date care pun într-o cu totul altă lumină rolul calităţii cocsului, de exemplu efectul neînsemnat al conţinutului de cenuşă în privinţa temperaturii fontei [18], efectul neînsemnat al reactivităţii cocsului în ceea ce priveşte temperatura maximă din patul de cocs şi chiar productivitatea cubiloului, [19], influenţa neînsemnată a dimensiunilor iniţiale ale bucăţilor cocsului de calitate inferioară [22], efectul însemnat al regimului pulsatoriu de introducere a aerului în stratul de cocs [16], influenţa importantă a conţinutului de apă în aerul insuflat [20], influenţa pozitivă a procesului de ardere a CO din gaze n cubilou.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ripoşan, I. *Posibilităţi de înlocuire a cocsului de turnătorie, la elaborarea fontei în cubilou.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 12, 1985, p. 663—670.

[2] Ripoşan, I., Şolduban, D., Mateşoi, L., Demidov, M., Bria, A. *Implicaţiile utilizării cocsului de furnal în cubilou.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 9, 1986, p. 433—438.

[3] Petroescu, I., Covasa, Gh., Vutas, D., Bria, A. *Cubilou cu aer redistribuit, cu durată mare de utilizare, în condiţiile folosirii cocsului mărunt şi a celui de furnal.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 8, 1985, p. 415—417.

[4] Chişamera, M., Ripoşan, I. *Influenţa granulaţiei cocsului asupra proceselor de cubilou.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 10, 1986, p. 502—508.

[5] Redher, I. E., *Cupola Fuel* — a Review. În: Foundry Management and Technology, S.U.A., nr. 2, 1981, p. 49—53.

[6] Chaze, L., Sanz, R. *Le bilan thermique du cubilot: comment l'ameliore* În: Fonderie, Franţa, nr. 398, 399 şi 400, 1980.

[7] Bordenheuer, P. W. *Hot Blast Cupoles designed by KGT Giessereitechnik GmbH,* Düsseldorf. Beijing International Foundry Conference, octombrie 1986.

[8] * * * *Ceramic recuperator for hot-blast cupola.* În: Foundry Trade Journal, Anglia, 1986, 160, nr. 3319, p. 48.

[9] Mănescu, I., Guandl, F. *Recuperarea secundară a căldurii din gazele de cubilou.* A IX-a Conferinţă Naţională de Turnătorie, Cluj-Napoca, mai 1985.

[10] Ripoşan, I. *Utilizarea cubilourilor cu două rînduri de guri de aer.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 2, 1984, p. 109—112.

[11] Selianin, I. F., Markș, G. L. *Aerodinamica i konstructivnie parametri vagranok s rassirennoi zoni gorenia.* În: Liteinoe Proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 8, 1986, p. 18—19.

[12] Sanz, R. *Le cubilot d'aujourd'hui*: În: Fonderie — Fondeur d'aujourd'hui Franța, nr. 47, August-Septembrie 1985, p. 15—29.

[13] Sanz, R. *Economie de coke au cubilot par augmentation de la capacite de prechauffage.* În: Fonderie Fondeur D'aujourd'hui Franța, nr. 12, februarie 1982, p. 45.

[14] * * * *Cubilots a vent froid — etude statistique des differents parametres.* În: Fonderie — Fondeur D'aujourd'hui, Franța, nr. 26, iunie — iulie, 1983, p. 15—27.

[15] * * * Fonderie — Fondeur D'aujourd'hui, Franța, nr. 17, 1982, p. 22.

[16] Krimskii, D. M. *Vagranka s pulsiruiușcim dutiom.* În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 1, 1987, p. 24.

[17] Pronin, B. P. ș.a. *Soverșenstvovanie tehnologhii-vagranocinoi plavki.* În: Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., 1986, nr. 2, p. 30—31.

[18] Cairus, R. *The effects of using cokes of different size and varying ash contents on the operation of single and divided cold blast cupolas.* În: British Foundryman, Anglia, 1985, 78, nr. 9, p. 449—452.

[19] Draper, A. B. ș.a. *Cupola output as a function of coke reactivity.* În: Transact. Amer. Foundryman's Soc., S.U.A., vol. 91, 1983, p. 585—592.

[20] Writer, S. High efficiency cupola. Ref. Jurnal TOLP, U.R.S.S., 1986, nr. 12, ref. 128.

[21] Hennes, W. *Der Heisswindkupolofen mit höherem Schacht als Weg zum wirtschaftlichen Schmelzen von Eisen.* În: Giesserei, 1985, 72, nr. 15, p. 714—715.

[22] Șishov, K. I. *Teoreticeskie asnovi oțenki i ulucișenia kacestva dommenovo koksa.* Moscova, Ed. Metallurghia, 1984.

REVISTA REVISTELOR

Ogneupori, U.R.S.S., nr. 2, 1987

Cercetarea acoperirilor de protecție cu plasmă, p. 4 — Ceramică rezistentă din sistemul Al_2O_3 — ZrO_2 — Y_2O_3, p. 8 — — Influența adaosurilor de deșeuri de pământuri rare asupra proprietăților suspensiilor mulito-zirconice, p. 10 — — Cercetarea proceselor formării mulitului în compozițiile corindono-argiloase și corindono-cuarțitice sub sarcină, p. 14 — Interacțiunea proprietăților produselor periclazo-cromitice fabricate după tehnologia combinată, p. 16 — Influența compoziției și cantității umpluturii aluminoase sferice asupra densității și rezistenței refractarelor corindonice, p. 20 — Sinteza cordieritului din materii naturale în prezența componenților cu conținut de Al O, p. 24 — — Influența vitezei de răcire a topiturii asupra structurii refractarelor fosterite topite electric, p. 27 — Creșterea rezistenței ceramicii din dioxid de zirconiu datorită descompunerii eutectoidice a soluțiilor solide din sistemul ZrO — —MgO, p. 30 — Interacțiunea carburii de bor cu siliciul, p. 31 — Caracteristicile spectrale de refracție ale refractarelor de silice, p. 33 — Studierea utilității dolomitelor de Zavadovsk pentru utilizarea ca materie primă pentru industria metalurgică, p. 36 — Mase corindonice cu întărire hidraulică ștampate, cu dimensiuni reduse ale grăunților p. 40 — Obținerea ceramicii mulitice ușoare fără contracție din sistemul AlF_3 — Al_2O_3 — SiO_2, p. 44 — Starea de tensiune-deformare și deteriorarea refractarelor sub acțiunea termică, p. 52 — Experiența folosirii și perspectivele dezvoltării torcretării cu flacără la Combinatul metalurgic din Siberia de Vest, p. 56.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 25/26, 1986

Noi materiale plastice — tendințele de dezvoltare ale cercetării fundamentale, p. 1377 — Tablă subțire laminată la rece de rezistență superioară din oțeluri aliate cu fosfor și din oțeluri cu structură cu două faze, p. 1381 — Comportarea elastică și energetică a unei prese cu excentric de 2500 kN cu mecanism planetar și cuplaj hidraulic, p. 1399 — Sesiunea asupra tablei, 1986 — tendințele de dezvoltare ale automatizării prelucrării tablei, p. 1405 — ECCA intensifică activitatea de marketing asupra tablei acoperite, p. 1411 — Instalația de zincare a benzilor a firmei Segal se află în curs de exploatare, p. 1413 — Tăierea și perforarea de înaltă productivitate a șinelor c.f. în uzinele de laminare, p. 1415 — Tribologia în teorie și practică, p. 1421 — Cea de-a 8-a Conferință Mannesmann asupra concesionărilor de licență privind turnarea continuă 1986, p. 1425 — Experiența de 20 de ani a firmei Mannesmann privind închizătoarele cu sertar — Metacon, p. 1428 — Firma Klöckner Stahl GmbH, p. 1431 — Fabricarea și consumul de oțeluri inoxidabile în Italia, p. 1443 — Cea de-a 45-a sesiune „Krefeld", p. 95.

Dr. ing. Gh. Albiță și ing. M. Rădulescu
I.C.P.U.P.S. — București
dr. ing. Șaban Rami și ing. M .V. Suciu
Institutul politehnic — București

Optimizarea compozițiilor chimice ale fontelor cenușii de înaltă rezistență

CZ : 669.162.275.144

Industria construcțiilor de mașini cunoaște o dezvoltare din ce în ce mai rapidă, care se manifestă, printre altele, și prin necesitatea găsirii unor aliaje cu proprietăți de rezistență și tenacitate cît mai ridicate.

În producția de piese turnate, ponderea cea mai mare o ocupă piesele turnate din fontă. Astfel, elaborarea unor fonte de înaltă rezistență constituie o preocupare de bază pentru specialiștii care își desfășoara activitatea în acest domeniu.

În cazul fontelor cenușii, datorită sensibilității ridicate față de grosimea de perete, este imposibil să se obțină o combinație avantajoasă de proprietăți (rezistență statică, rezistență la uzură) în absența elementelor de aliere.

Adaosul unui element de aliere sau al unei combinații de elemente de aliere corect alese poate ridica proprietățile mecanice și poate ameliora prelucrabilitatea. De aici apare și necesitatea de implementare a unor metode de conducere optimală a proceselor care au loc în turnătorii, în vederea obținerii unor produse de calitate, la prețuri cît mai reduse.

Rezultatele experimentale. Lucrarea își impune să estimeze influența microalierii cu titan asupra durității fontelor cenușii.

În acest scop, s-a elaborat o șarjă de fontă cenușie într-un cubilou cu capacitatea de 8 t/h. Microalierea s-a efectuat la oala de turnare de 60 kg cu diferite cantități de FeSi3 Tilo, a cărei compoziție chimică este prezentată în tabelul 1, după care s-au turnat probe Ø 30 × 250 mm.

Tabelul 1

Compoziția chimică a prealiajului

Tipul prealiajului utilizat	Compoziția chimică, %			
	Si	Ti	Mn	Fe
FeSi30Ti10	28,32	8,8	6,6	rest

În tabelul 2 se prezintă compozițiile chimice ale pieselor turnate.

În scopul determinării influenței conținutului de titan asupra durității, s-au efectuat cîte trei determinări paralele la fiecare nivel. Datele experimentului, organizat pe baza analizei dispersionale monofactoriale, sînt sistematizate în tabelul 3.

Cu ajutorul datelor din tabelul 3 se calculează dispersiile S_0^2 și S^2; S_0^2 reprezintă dispersia cauzată de factorii aleatori, iar S^2 reprezintă suma a două dispersii :

Tabelul 2

Compozițiile chimice ale probelor turnate

Nr. probei	Compoziția chimică, %					
	C	Si	Mn	S	P	Ti
1	3,31	2,36	0,76	0,036	0,073	0
2	3,26	2,2	0,65	0,038	0,071	0,02
3	3,22	2,16	0,70	0,037	0,072	0,04
4	3,26	2,34	0,65	0,038	0,071	0,06
5	3,22	2,16	0,76	0,036	0,073	0,08
6	3,22	2,23	0,70	0,037	0,072	0,1

Tabelul 3

Datele experimentului programat

% Ti	Nivelul factorului analizat	Duritate Brinell, daN/mm²			Suma	Media
		1	2	3		
0	1	21,7	20,7	21,3	63,7	21,233
0,02	2	22,6	22,4	22,4	67,4	22,466
0,04	3	23,1	23,5	23,2	69,8	23,266
0,06	4	22,5	22,5	22,7	67,7	22,566
0,08	5	22,7	22,9	22,9	68,5	22,833
1,00	6	23,3	23,6	23,2	70,1	23,366

$$S^2 = n \cdot S_A^2 + S_0^2 \qquad (1)$$

în care :

n este numărul de determinări paralele;
S_A^2 — dispersia cauzată de factorul analizat — titanul.

Pentru simplificarea calculelor se determină următoarele sume :

— suma pătratelor tuturor valorilor durităților cuprinse în tabel :

$$S_1 = \sum_{i=1}^{m=6} \sum_{j=1}^{n=3} Y_{ij}^2 = 9221{,}44 \qquad (2)$$

— suma pătratelor valorilor obținute prin înlocuirea datelor durității din cele trei coloane ale tabelului prin media lor aritmetică :

$$S_2 = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{m} Y_i^2 = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^{6} Y_i^2 = 9220{,}68 \qquad (3)$$

— suma pătratelor obținută prin înlocuirea tuturor datelor din tabel cu media lor aritmetică:

$$S_3 = \frac{1}{m \cdot n}\left(\sum_{i=1}^{m}\sum_{j=1}^{n} Y_{ij}\right)^2 =$$

$$= \frac{1}{18}\left(\sum_{i=1}^{6}\sum_{j=1}^{3} Y_{ij}\right)^2 = 9211{,}76 \qquad (4)$$

Cu ajutorul sumelor de pătrate calculate se determină dispersiile S_0^2 și S^2:

$$S^2 = \frac{S_2 - S_3}{m-1} = \frac{8{,}92}{5} = 1{,}78 \qquad (5)$$

$$S_0^2 = \frac{S_1 - S_2}{m(n-1)} = \frac{0{,}76}{12} = 0{,}06 \qquad (6)$$

Se compară cele două dispersii S^2 și S_0^2 cu ajutorul criteriului Fischer, verificîndu-se semnificația raportului S^2/S_0^2:

$$F_c = \frac{S^2}{S_0^2} = \frac{1{,}78}{0{,}06} = 29{,}66 \qquad (7)$$

$$F_T(\alpha\,;\,\nu,\,\nu_0) = F_T(\alpha,\,m-1\,;\,m(n-1)) =$$

$$= F_T(0{,}05\,;\,5\,;\,12) = 3{,}11 \qquad (8)$$

Analizînd relațiile (7) și (8), rezultă $F_c > F_T$, deci microalierea cu titan influențează duritatea fontelor cenușii, dispersia determinată de acest element avînd valoarea:

$$S_{Ti}^2 = \frac{S^2 - S_0^2}{n} = \frac{1{,}72}{3} = 0{,}57 \qquad (9)$$

Pentru a se stabili care valori ale titanului se deosebesc semnificativ, se apelează la criteriul de rang Duncan, verificarea parcurgînd următoarele etape:

1. Se așază în ordine crescătoare valorile medii ale durității: 21,233; 22,466; 22,566; 22,833; 23,266; 23,366.

2. Se calculează abaterea medie pătratică normată:

$$S_y = \frac{S_0}{\sqrt{n}} = \frac{0{,}245}{1{,}732} = 0{,}14 \qquad (10)$$

3. Se extrag din tabelele criteriului de rang Duncan $(m-1)$ valori ale rangurilor:

$D_1(\alpha = 0{,}05\,;\,\nu = 2\,;\,\nu_0 = 12) = 3{,}08$

$D_2(\alpha = 0{,}05\,;\,\nu = 3\,;\,\nu_0 = 12) = 3{,}23$

$D_3(\alpha = 0{,}05\,;\,\nu = 4\,;\,\nu_0 = 12) = 3{,}33$

$D_4(\alpha = 0{,}05\,;\,\nu = 5\,;\,\nu_0 = 12) = 3{,}36$

$D_5(\alpha = 0{,}05\,;\,\nu = 6\,;\,\nu_0 = 12) = 3{,}40$

4. Se determină cele mai mici ranguri semnificative (CmRS) înmulțind cu S_y valorile rangurilor de la punctul 3.

$CmRS_1 = 0{,}43$; $CmRS_2 = 0{,}45$; $CmRS_3 = 0{,}46$; $CmRS_4 = 0{,}47$; $CmRS_5 = 0{,}48$

Tabelul 4

Analiza comparativă a valorilor medii

Nr. aliaje comparate	Diferența dintre valolrile medii	CmRS	Semnificația diferențelor
6–1	2,13	0,48	Semnificativă
6–2	0,9	0,47	„
6–4	0,8	0,45	„
6–5	0,53	0,45	„
6–3	0,1	0,46	Nesemnificativă
3–1	2,03	0,45	Semnificativă
3–2	0,8	0,43	„
3–4	0,7	0,43	„
3–5	0,43	0,45	Nesemnificativă
5–1	1,6	0,47	Semnificativă
5–2	0,37	0,46	Nesemnificativă
5–4	0,27	0,43	„
4–1	1,33	0,46	Semnificativă
4–2	0,1	0,45	Nesemnificativă
2–1	1,23	0,43	Semnificativă

5. Diferențele dintre valorile medii se compară cu cele mai mici ranguri semnificative. Diferențele dintre valorile medii se consideră semnificative dacă depășesc valorile CmRS la pragul de semnificație ales ($\alpha = 0{,}05$).

Rezultatele comparării sînt prezentate în tabelul 4.

Concluzii

Aliajele 1 și 2 cu conținutul de 0,02% Ti se deosebesc semnificativ din punctul de vedere al durității, în sensul că adaosul de 0,02% Ti afectează sensibil duritatea.

Aliajele 2, 4 și 5 cu conținuturi de 0,02; 0,06 și 0,08% Ti nu se deosebesc semnificativ din punct de vedere al durității.

Aliajul cu duritatea cea mai mare este aliajul 6, cu 1% Ti, cu precizarea că acesta nu se deosebește semnificativ, din punct de vedere al durității, de aliajul 3, cu 0,04% Ti.

Din acest motiv se recomandă ca microalierea să se efectueze cu 0,04% Ti, nefiind necesare adaosuri mai mari de titan.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vlădescu M., Popescu T. — *Metode matematice pentru modelarea proceselor de elaborare a fontei și oțelului*. București, Ed. tehnică, 1975.

[2] Bratu C. — *Optimizarea proceselor de turnare*. I.P.B. — 1981.

[3] Taloi D., Florian, E., Bratu, C., Berceanu, E. — *Optimizarea proceselor metalurgice*, București, Ed. didactică și pedagogică, 1983.

Cercetări privind influența unor tratamente preliminare diferite asupra deformării la cementare a oțelului 17CrNiMo6

Dr. ing. Al. Munteanu
Universitatea din Brașov

CZ : 621.785.52 : 669.14

Oțelul 17 CrNiMo 6 este un oțel destinat cu predilecție industriei constructoare de autovehicule, executării roților dințate puternic solicitate, ale căror caracteristici de exploatare, extrem de severe, sînt obținute printr-un lung ciclu de operații tehnologice.

Buna funcționare a acestor organe de mașini este asigurată pe de o parte de respectarea condițiilor tehnice legate de obținerea structurii și proprietăților în stratul cementat și în miez, și pe de altă parte de precizia dimensională reflectată indirect, după angrenare, prin poziția și forma petei de contact.

Tendința de deformare și strîmbare a acestui oțel, în cursul operațiilor de tratament termic final, trebuie cunoscută apriori și limitată la valori convenabile prin corelarea factorilor care o influențează.

Factorii care influențează în mod direct tendința de deformare a unei anumite calități de oțel pot fi grupați în două mari categorii și anume factorii constructivi legați de forma și dimensiunile pieselor realizate din acest oțel, de duritatea și adîncimea stratului carburat și factorii tehnologici specifici, care intervin în cursul operațiilor de deformare plastică, tratament termic preliminar, prelucrare mecanică și tratament termic final.

Pentru caracterizarea tendinței de deformare, ca proprietate tehnologică a unui oțel, ținînd seamă de multitudinea acestor factori, o parte din aceștia se mențin constanți. Se recurge la epruvete de formă tipizată executate în aceleași condiții, modificîndu-se în mod voit factorul a cărei influență se urmărește, în cazul de față tratamentul termic preliminar.

Este cunoscut faptul că tratamentul termic preliminar, prin influența pe care o are asupra pregătirii structurii, acționează în mod direct asupra preciziei de prelucrare și asupra stabilității dimensionale în timpul tratamentului termic secundar.

Totodată se bănuiește și o influență asupra tratamentului de cementare propriu-zis, respectiv asupra adîncimii, structurii și durității stratului, cu efecte asupra rezistenței la solicitările din exploatare.

În privința influenței tratamentului termic preliminar asupra tendinței de deformare (recoacere izotermă, îmbunătățire sau normalizare), în literatura de specialitate se precizează că operația recomandată este recoacerea izotermă. Această afirmație care a servit la un moment dat înlocuirii operației de îmbunătățire și răspîndirii recoacerii izoterme, apare însă, în urma încercărilor din lucrarea [3], care analizează deformațiile unui lot de 200 coroane dințate cementate după diferite tratamente termice preliminare, ca insuficient fundamentată.

Astfel, în concluziile lucrării [3], care a analizat și influența modului de încărcare a pieselor pe dispozitive și utilizării presei de călire, reiese, printre altele, că recoacerea izotermă, comparativ cu îmbunătățirea, nu asigură o micșorare a tendinței de deformare, rezultatele fiind sensibil egale, favorabile chiar pentru anumite suprafețe măsurate, îmbunătățirii.

În lucrare se reia analiza aceleiași calități de oțel din care au fost executate și coroanele dințate [3] și se urmărește să se verifice, utilizînd de această dată epruvete French, afirmațiile prezentate ce par întrucîtva contradictorii.

În paralel, pe aceleași epruvete se urmărește și influența regimului de tratament termic preliminar aplicat asupra caracteristicilor stratului cementat și al miezului neafectat chimic.

Modul de lucru. Dintr-un semifabricat laminat Ø 60 × 1000 mm, recopt la furnizor, din oțel 17CrNiMo 6 s-au executat, prin debitare transversală, 50 de epruvete potcoavă tip French, cu dimensiunile prezentate în figura 1.

Fanta a fost inițial prelucrată eboș, prelucrarea finală la cota din figura 1 făcîndu-se după executarea ciclurilor termice de tratament termic preliminar.

Din aceste epruvete, 15 au fost supuse recoacerii izoterme într-o instalație tip Stein-Roubaix cu austenitizare la 910°C/60 min, răcire 8 min și menținere 400 min la 680°C, 15 au fost supuse îmbunătățirii cu austenitizare la 860°C/60 min,

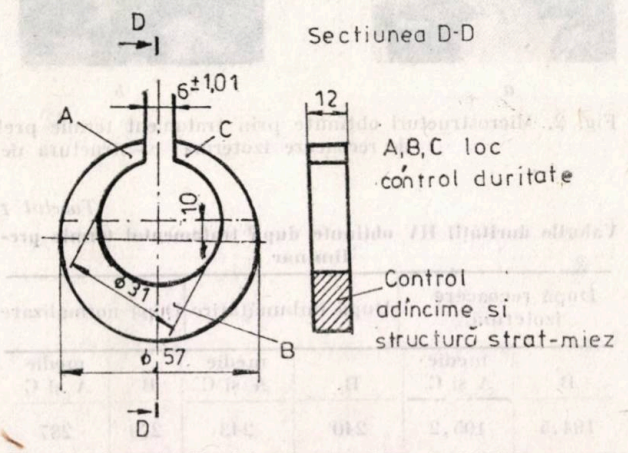


Fig. 1. Dimensiunile și locul controlului durității epruvetelor utilizate

răcire în ulei și revenire la 600°C/120 min, iar 15 s-au normalizat cu încălzire la 860°C/60 min și răcire în aer liniștit.

Microstructurile obținute prin aceste operații de tratament termic preliminar, analizate cu ajutorul unui microscop metalografic Neophot 21, inclusiv microstructura oțelului în stare de livrare, sînt prezentate în figura 2.

Comparativ cu structura de recoacere completă (fig. 2, *a*), caracterizată prin prezența feritei poliedrice și a perlitei lamelare, cu distanțe interlamelare vizibile, structura de recoacere izotermă (fig. 2, *b*) prezintă cantități mai mici de ferită alături de o pseudoperlită mai fină.

În cazul îmbunătățirii (fig. 2, *c*), structura este formată din sorbită globulară și cantități mici de ferită, determinată probabil de o austenitizare incompletă realizată în condiții industriale (pe o instalație continuă împreună cu alte produse) la o temperatură puțin sub A_{c3}, temperatură de călire recomandată produselor respective.

Epruvetele normalizate au o structură formată din cantități mici de ferită (de aceeași proveniență, deci nu separată din austenită la răcire) și o pseudoperlită fină sorbitică de răcire.

După tratamentul termic s-au determinat durițățile HV_{30} în punctele notate cu *A*, *B* și *C* în figura 1, iar rezultatele măsurătorilor de duritate în punctul *B* și ale mediei valorilor obținute în punctele *A* și *C* s-au înregistrat în tabelul 1.

Se poate constata că cele mai omogene rezultate, din punctul de vedere al durităților obținute în zone cu secțiuni diferite, se obțin în cazul recoacerii izoterme 194,8 HV, dar că și operația de îmbunătățire asigură în condițiile unor durități mai ridicate 240 HV o uniformitate ridicată.

Epruvetele normalizate prezintă diferențe mai mari între zonele subțiri și mai groase și o duritate mai ridicată la limita unei prelucrabilități prin așchiere acceptabile.

În cazul unor produse de grosime medie de tipul roților dințate, răcirea în aer nu este atît de energică, ceea ce ar conduce, în condițiile unei austenitizări, la temperaturi mai ridicate, la apariția feritei proeutectoide și în acest fel la durități mai scăzute apropiate de cele obținute la călire și revenire.

S-a trecut în continuare la prelucrarea prin rectificare a fontei pentru toate epruvetele, apoi la măsurarea deschiderii acesteia pe un microscop cu o precizie de 0,01 mm.

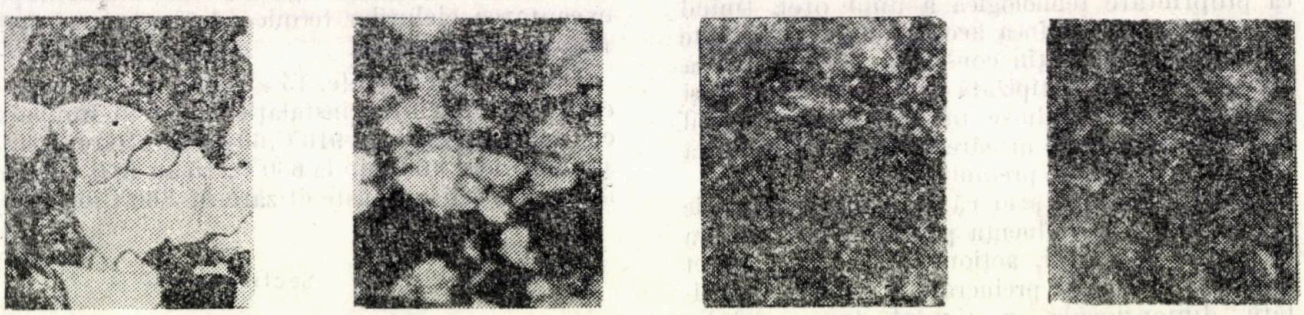
Cementarea s-a executat în aceleași condiții pentru toate epruvetele, indiferent de tratamentul termic preliminar aplicat.

Procesul de cementare a constat în încălzire la 920°C, menținere pentru saturare 5 h (în gaz metan și atmosferă controlată endotermă) și 40 min pentru difuzie (în atmosferă controlată), răcire pînă la 840°C pentru călire în ulei, spălare și revenire la 180°C.

Așezarea epruvetelor pe dispozitive a fost identică, evitîndu-se în acest fel apariția unor variații dimensionale datorate poziției diferite la intrarea în mediul de călire.

S-a executat apoi controlul fantei pe același aparat de măsură și de către același operator.

Rezultatele variațiilor dimensionale ale fantei pentru epruvetele cementate și supuse inițial unor tratamente termice diferite sînt prezentate în tabelul 2.



a *b* *c* *d*

Fig. 2. Microstructuri obținute prin tratament termic preliminar. Atac nital, 500 : 1. *a*—structura de livrare; *b*—structura de recoacere izotermă; *c*—structura de îmbunătățire; *d*—structura de normalizare

Tabelul 1

Valorile durității HV obținute după tratamentul termic preliminar

După recoacere izotermă		După îmbunătățire		După normalizare	
B	medie A și C	B	medie A și C	B	medie A și C
194,5	195,2	240	243	279	287

Tabelul 2

Valorile deformațiilor epruvetelor după cementare, mm

Recoapte izoterm	Îmbunătățite	Normalizate
0,229	0,209	0,125

În toate cazurile se constată o deformare în sensul creșterii dimensiunilor fantei în limitele 0,1—0,29 mm.

Reprezentarea mărimii deformațiilor sub formă de histogramă (fig. 3) și calculul mediei indică faptul că cele mai mici deformații, în condițiile unei împrăștieri minime, apar în cazul normalizării.

S-a căutat în continuare să se dea o explicație plauzibilă faptului că epruvetele normalizate, care datorită răcirii în aer și implicit durității mai ridicate, deci cu starea de tensiune remanentă cea mai ridicată, prezintă totuși în final, după cementare deformații minime.

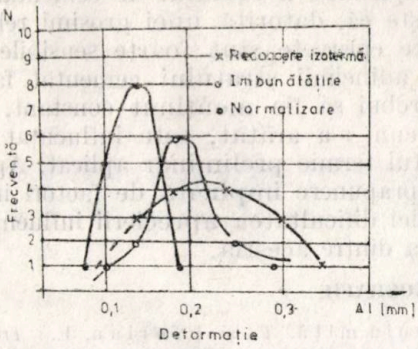


Fig. 3. Histograma deformațiilor epruvetelor după cementare

Aceasta se explică prin faptul că epruvetele însumează algebric deformațiile tratamentelor termice aplicate, normalizarea conducînd la deformații mai mari în sensul micșorării fantei [2] decît transformările ce au loc la recoacerea izotermă sau îmbunătățire, ceea ce compensează mai bine tendința generală de mărire a fantei în cursul operațiilor următoare de carburare și călire, dînd impresia că deformarea este mai mică.

În continuare, s-a analizat influența tratamentului termic preliminar asupra structurii, durității în strat și miez și asupra adîncimii de cementare.

Structura și adîncimea stratului au fost cercetate microscopic, iar rezultatele măsurătorilor de duritate au fost înregistrate în tabelul 3 și în figura 4.

Analiza împrăștierii și a valorilor medii ale durităților obținute în strat după fiecare tip de operații de tratament termic preliminar demonstrează că după normalizare se obțin valorile medii cele mai scăzute (~58,5HRC).

Tabelul 3

Valorile durităților obținute după cementare

Recoapte izoterm		Îmbunătățite		Normalizate	
Strat HRC	Miez HV	Strat HRC	Miez HV	Strat HRC	Miez HV
59,8	440,9	59,5	446,3	58,5	442,9

Explicația rezultă din cercetarea la microscop, care pune în evidență, în cazul epruvetelor normalizate, o cantitate mare de austenită reziduală, datorită faptului că structura de normalizare, la același regim de cementare, duce la obținerea unei cantități de carbon marginal relativ mai mare ceea ce antrenează scăderea temperaturii punctului M_s și creșterea cantității de austenitizare reziduală [4].

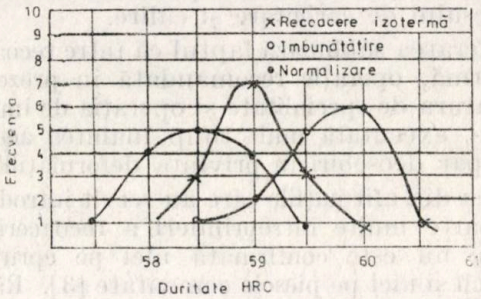


Fig. 4. Distribuția durității obținute după cementare

Structura și duritatea stratului format din martensită aciculară medie și austenită reziduală, după recoacere izotermă sau îmbunătățire, nu diferă așa cum nu diferă nici structura și duritatea în miezul neafectat chimic.

Măsurarea adîncimii stratului, în patru locuri diferite, pe una și aceeași epruvetă, prin metoda microscopiei optice, sacrificînd pentru aceasta cinci epruvete, indică o adîncime medie de 0,87 mm, pentru epruvetele recoapte izoterm, 0,91 mm pentru epruvetele îmbunătățite și 0,95 mm pentru epruvetele normalizate.

Diferențele constatate experimental, deși mici, nu sînt întîmplătoare, putînd fi explicate prin faptul că demararea fenomenelor de difuzie în structurile obținute prin aceste tratamente termice preliminare are loc la momente diferite.

Aceasta a fost demonstrată practic în lucrarea [4] și explicată prin atingerea mai rapidă a concentrației maxime în carbon la suprafața epruvetelor normalizate, fenomen datorat unei mai accelerate cinetici de formare a austenitei, ceea ce grăbește difuzia carbonului. Într-adevăr, structurile de recoacere izotermă sau de îmbunătățire, structuri mai stabile termodinamic ce necesită dizolvarea feritei proeutectoide (la recoacere izotermă) sau a carburilor globulare (la îmbunătățire) duc la întîrzierea formării și creșterii austenitei, fază capabilă să dizolve carbonul.

Se consideră, de asemenea, că diferența constantă în cazul adîncimii stratului la epruvetele normalizate poate fi o explicație suplimentară pentru comportamentul diferit la deformare al acestor epruvete după cementare. În cazul pieselor subțiri, de tipul epruvetelor French, modificarea raportului între adîncimea stratului și grosimea piesei determină modificări sensibile ale tendinței de deformare.

Concluzii

Lucrarea urmărește să analizeze influența tratamentului termic preliminar asupra tendinței de deformare și asupra calităților stratului cementat, deformarea pieselor cementate fiind unul din cele mai supărătoare defecte ale procesului de carburare și călire.

Lucrarea subliniază faptul că între recoacerea izotermă, operație recomandată în prezent în literatura de specialitate și operația de îmbunătățire, executată mult timp înaintea acesteia, nu apar deosebiri în privința deformațiilor.

Una din afirmațiile care au servit introducerii în foarte multe întreprinderi a recoacerii izoterme nu este confirmată nici pe epruvetele French și nici pe piesele cementate [3]. Rămîne de verificat afirmația care susține recoacerea izotermă și care se referă la o prelucrabilitate prin așchiere, superioară, apreciată prin calitatea suprafeței, tendința de vibrare și consumul de scule.

În privința structurii, durității și adîncimii stratului, respectiv a structurii și durității miezului, aplicarea recoacerii izoterme sau a îmbunătățirii nu determină deosebiri sesizabile.

Deformarea mai scăzută constatată în cazul epruvetelor French normalizate și faptul că adîncimea stratului este mai mare cu ~ 0,05 mm, nu pot recomanda normalizarea în locul recoacerii izoterme sau al îmbunătățirii.

Aceasta deoarece la piesele subțiri, duritatea obținută prin normalizare, deși relativ uniformă, este la limita unei prelucrabilități prin așchiere acceptabile, iar la piesele mai groase nu poate asigura uniformitatea structurală necesară și, ca urmare, nici limitarea deformațiilor la tratamentul termic final.

Lucrarea evidențiază și faptul că epruvetele French utilizate frecvent în cazul oțelului de scule și de îmbunătățire nu sînt întru totul recomandabile pentru determinarea influenței tratamentului termic preliminar asupra tendinței de deformare a oțelului de cementare. Se bănuiește că, datorită unei grosimi relativ mici, aceste epruvete sînt foarte sensibile la variațiile adîncimii stratului cementat factor care ar trebui să fie menținut constant, dar care, așa cum s-a arătat, este influențat de tratamentul termic preliminar aplicat. Apare astfel o suprapunere implicită de factori influenți și de aici dificultatea aprecierii influenței doar a unuia dintre aceștia.

BIBLIOGRAFIE

[1] Dulă miță, T. și Florian, E.: *Tratamente termice și termochimice*. București, Editura didactică și pedagogică, 1982.

[2] Popescu, N. și Vitănescu, C.: *Tehnologia tratamentelor termice*. București, Editura tehnică, 1974.

[3] Munteanu, Al. *Deformațiile roților dințate și alegerea variantelor optime de tratament termochimic*. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 3, 1986, p. 141–144.

[4] Munteanu, Al. și Popa, Al. *Unele observații privind influența structurii în benzi asupra carburării*. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1979, p. 195–199.

CONTROLUL NEDISTRUCTIV DE SIGURANTA AL PRODUSELOR CU GROSIMEA DE PINA LA 150 mm(din oţel)
prin metoda roentgenografică , cu ajutorul betatronului MIB-4 de dimensiuni reduse

- domeniu larg de utilizare în diferite ramuri ale industriei
- utilizare în condiţii de cîmp
- greutate redusă şi posibilitatea transportului manual

CARACTERISTICI TEHNICE DE BAZA

Energia maximă a electronilor accelerați, MeV 4
Sensibilitatea roentgenografică, % ....min 2
Masa emițătorului de radiații, kg ..... cca 50
Masa totală a betatronului, kg ..... sub 150

Exportator:

TENEX™

U.R.S.S., 121200 Moskva, Smolenskaia-Sennaia 32/34
Telefon: 244 32 85 ; Telex 411328 TSE SU

PUBLICOM

centrozap

Societate de comerț exterior cu răspundere limitată

exportă în domeniul metalurgiei:

- secții complete
- linii tehnologice
- mașini și instalații
- subansamble pentru instalații metalurgice și cocsochimice
- servicii de construcție-montaj

Pentru informații detaliate vă rugăm să vă adresați Societății de comerț exterior cu răspundere limitată

1988 JAN 2 8

CENTROZAP

ul. Mickiewicza 29
40–085 Katowice, R. P. Polonă
Telefon, 513–401; Telex: 0315771 cp pl

PUBLICO

E 3280

Kohánat

METALURGIA

1987 OKT 06

7

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXIX • NR. 7 • IULIE 1987

ÎNTREPRINDEREA-ANTREPRIZĂ DE CONSTRUCȚII MONTAJE METALURGICE ȘI REPARAȚII

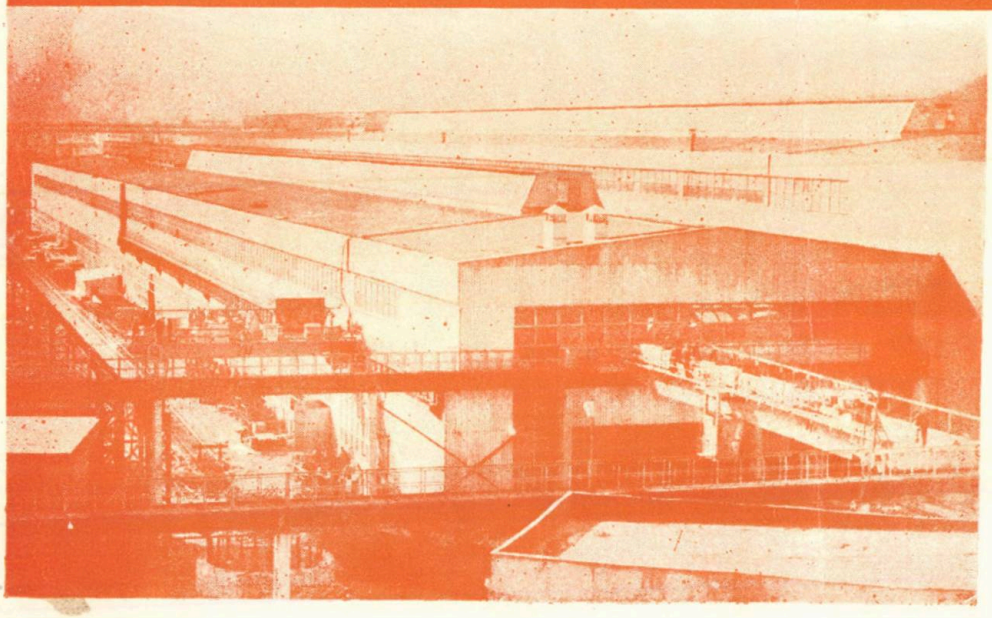
REȘIȚA

În execuţia lucrărilor de construcţii-montaj foloseşte procedee şi tehnologii noi, bazate pe mecanizare intensivă, în scopul ridicării productivităţii muncii şi obţinerii unei calităţi superioare, fiind dotată cu :

- automacarale şi macarale pe pneuri şi şenile cu capacitate pînă la 140 t;
- o gamă multiplă de utilaje terasiere, buldozere, excavatoare, autoîncărcătoare;
- instalaţii de prefabricare a elementelor de beton;
- instalaţii de sortare pentru obţinerea agregatelor necesare întregii producţii de beton fabricate în întreprindere

EXECUTĂ lucrări de construcţii-montaj specifice combinatelor siderurgice:

- Laminoare
- Furnale
- Baterii de cocsificare
- Fabrici de dolomită
- Oţelării Martin
- Fabrici de oxigen
- Instalaţii electrice de mecanizare şi automatizare
- Lucrări de CF şi drumuri
- Montaje de cuptoare pentru produse refractare
- Hale pentru construcţii metalice şi utilaj metalurgic



Str. 6 Martie, tel. 12950; 13186
Telex : 74218
REȘIȚA

METALURGIA

Anul 39 Nr. 7 Iulie 1987

CUPRINS

Rizescu, C., Ianc, P., Dobrescu, M., Florea, Al., Preotu, Gh. şi Budur, M. : **Cercetări privind factorii implicaţi în realizarea tablelor groase utilizate în condiţii de temperaturi coborîte şi presiuni ridicate** 301

Dumitrescu, A. T., Roşu, I. şi Soós, E. : **Simularea numerică a extrudării la cald a produselor axial-simetrice** 309

Petrescu, N., Ganovici, Lucia şi Briţchi, Mirela : **Cercetări pentru obţinerea unui cupru de puritate ridicată prin rafinare electrolitică cu curent inversat periodic** 318

Petrescu, Maria, Isac, Mihaiela, Călin, Mariana, Oltean, V. şi Bădescu, Al. : **Consideraţii privind natura şi constituţia fizico-chimică a fazelor din prealiaje de tip Ni-B** 322

Ienciu, M., Chircă, D., Moldovan, P., Cristea, Lidia şi Cincă, I. : **Cercetări experimentale privind transformarea martensitică reversibilă în aliaje de tip „marmem" din sistemul Cu—Zn—Al** 326

Varga, B. şi Beleiu, Felicia : **Determinarea conţinutului de hidrogen din aliajele de aluminiu** 330

Socolescu, Ana-Maria şi Vişan, Sanda : **Metode de solubilizare a elementelor prin procedee hidrometalurgice în vederea valorificării (Lucrare de sinteză)** . . . 333

Chircă, D., Suciu, Valerica şi Suciu, M. V. : **Cercetări privind efectul de modificare al unor adaosuri de microaliere asupra structurii aliajelor de aluminiu** . 336

Nicolae, A., Predescu, C., Mihăilescu, C., Georgescu, Al. şi Toderici, Luminiţa: **Dirijarea favorabilă a termodifuziei umidităţii la uscarea formelor şi a miezurilor de turnătorie** 340

Sofroni, L., Bratu, C., Ştefănescu, Fl. şi Mărginean, I. : **Tendinţe pe plan mondial privind turnarea aliajelor în forme cu modele gazificabile** 343

Gologan, V., Luca, V. şi Popovici, Gh. : **Aliaje modificatoare pentru fonte** 349

REVISTA REVISTELOR 308, 317, 325, 335, 339

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P. O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Președintele colegiului de redacție: prof. dr. ing. L. SOFRONI

Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 1289

CONTENTS

DC : 669-41

Rizescu, C., Iane, P., Dobrescu, M., Florea, Al., Preotu, Gh. and *Budur, M.* : **Researches of the factors of manufacturing the plates used under low temperatures and high pressures**

The paper presents the results of the researches and experiments carried out with a view to manufacturing plates for X70 pipes lines with 1420 mm diameter for oil and natural gas transport in the Arctic regions.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 301—308

DC : 621.777

Dumitrescu, A. T., Roşu, I. and *Soós, E.* : **Numerical simulation of hot extrusion of axially simetrical products**

The paper presents a model of finite element of hot extrusion of bars and tubes.

The numerical results which have been obtained are compared with those experimentally determined in laboratory conditions, with the values which may be calculated by semiempirical formulas currently used in industry.

The model of finite element allows the numerical determination of the values of thermokinetic fields during the process and in any area of the deformed material.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 309—317

DC : 669.3 :669.054.7

Petrescu,N., Ganovici, Lucia and *Brîtchi, Mirela* : **Researches on the way of obtaining high purity copper by electrolytical refining with periodically reversed current**

The paper presents the results of the researches on copper electrolytical refining in a large cell, for 250, 350 and 500 A/m^2 current densities, using a periodically reversed current with 20 s direct current periods and 0,4 s reversed curent periods. In the experimental trials, the authors have used recycled industrial electrolyte with and without filtration, as well as an electrolyte purified by the contact of powdered β — stannic acid, pointing out the influence of electrolysis conditions on the purity of cathodic copper which has been obtained.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 318—321

DC : 669.018.7 :669.018.6

Petrescu, Maria, Isac, Mihaiela, Bădescu, Al. Călin, Mariana and *Oltean, Viorel* : **Considerations on physical and chemical nature and structure of Ni-B prealloy phases**

The paper presents the 8,5 Ni-B prealloy used in the manufacturing of Ni—Cr—B—Fe—Si—C alloys, from which metallization powders are obtained by atomization.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 322—325

DC : 669.35.5 :669.715

Ienciu, M., Chircă, D., Moldovan, P., Cristea, Lidia and *Cinecă, I.* : **Experimental researches on the reversible martensitic transformation in "marmem" alloys for the Cu—Zn—Al system**

The experimental researches were oriented towards the way of obtaining an alloy with determined chemical composition, which must have a shape memory effect, the determination of the adequate manufacturing technological processes, casting and heat treatment, as well as towards the experimental production of new data which may contribute to a better knowledge of the mechanism of the shape memory effect.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 326—329

DC : 669.715 :621.746.01

Varga, B. and *Beleiu, F.* : **The determination of the hydrogen content in aluminium alloys, as a quality index**

The authors show the variation of the hydrogen content in liquid aluminium alloys in manufacturing and casting technological phases, as well as the influence of the hydrogen content in the liquid alloys on the casting mechanical properties.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 330—332

DC : 669.053.4

Socolescu, Ana şi *Vişan, Sanda* : **Hydrometallurgical processes. Methods of solubilization of elements existing in solution with a view to upgrading them**

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 333—335

DC : 669-17 :669.715

Chircă, D., Suciu, Valerica and *Suciu, M. V.* : **Researches on the modifying effect of certain microalloying additions on the aluminium alloy structure**

The paper presents the results of the researches carried out by optical microscopy and by electron microprobe with a view to determining the influence of certain modifying agents (titanium + boron, strontium) on the structural characteristics of ATSi10Mg alloy, as compared with the conventional sodium modifying process. The authors study the dependance between the modifying agent content and modifying degree, by establishing the optimum ranges of residual contents in modifying elements which ensure the maximum modifying effects.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 336—339

DC : 621.741.1 :621.743

Nicolae, A., Predescu, C., Mihăilescu, C., Georgescu, Al. and *Toderici, Luminiţa* : **The favourable control of moisture thermodiffusion during the casting mould and core drying process**

The authors present the researches for a favourable control of moisture thermodiffusion. To this effect, the authors have experimented balancing heating regimes during compact sand drying. The thermal balancing consists of breaks during the heating process obtained when removing core out of the furnace. Thus the temperature at the core surface decreases, while the temperature degree become favourable to the control of moisture transfer to the casting surface.

Metalurgia 39 (1987) nr. 7, p. 340—342

DC : 669-14

Sofroni, L., Bratu, C., Ştefănescu, Fl. and *Mărginean, I.* : **Worldwide trends of alloy casting process in moulds by using gasification models**

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 343—348

DC : 669.131.622

Gologan, V., Luca, V. and *Popovici, Gh.* : **Modifying alloys for cast irons**

The paper presents the results of the manufacturing assimilation of modifying alloys aimed for the production of high quality lamellar, vermicular and nodular graphite cast iron.

Beside the modifiers stipulated in the STAS 11.240-79 standard, namely Nodulin type (for nodular graphite cast iron) and Modifin type (for grey cast iron), Modiver modifiers for vermiculary graphite cast iron have been assimilated. The last modifier group covers a large range of utilization, from the point of view of casting destination, initial sulphur content and ironmaking facilities.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 349—352

INHALT

DK : 669-41

Rizescu, C., Ianc, P., Dobrescu, M., Florea, Al., Preotu, Gh. und *Budur, M.:* **Erforschungen zu den Faktoren, die für die Herstellung von Grobblech, das bei niedrigen Temperaturen und hohem Druck eingesetzt wird, wichtig sind**

In der Arbeit werden die zur Herstellung von Grobblech ausgeführten Ergebnisse der Erforschungen und Untersuchungen dargestellt. Das betreffende Grobblech wird bei der Herstellung von Rohrleitungen mit einem Durchmesser von Ø 1420 mm, der Qualität von × 70 und bei den Erdöl-und Erdgastransport aus arktischen Zonen verwendet.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 301—308

DK : 621.777

Dumitrescu, A. T., Roşu, I. und *Soós, E.:* **Numerische Simulierung des Warmstrangpressens der axial-symmetrischen Produkte**

Die Arbeit enthält ein Finitelementmodell für das Stab- und Rohrwarmstrangpressen.

Die erzielten numerischen Ergebnissen wurden mit den experimentellen Laborergebnissen und mit einigen berechnenden Werte, mit Hilfe von halbempirischen, laufend in der Industrie eingesetzten Formeln, verglichen.

Das Finitelementmodell gestaltet die numerische Bestimmung der wichtigsten Werte der thermokinematischen Feldern, während des Prozesses und in jeder Zone des verformten Produktes.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 309—317

DK : 669.3 :669.054.7

Petrescu, N., Ganovici, Lucia und *Brîtchi, Mirela:* **Erforschungen zur Erhaltung eines hochreinen Kupfers, durch elektrolytische Veredlung mit periodisch kommutiertem Strom**

Es werden die Ergebnisse der elektrolytischen Veredlung des Kupfers in einer grossen Zelle, mit Stromdichten von 250, 350 und 500 A/m², durch den Einsatz vom periodisch kommutiertem Strom und Dauern von direktem und umgekehrtem Strom von 20 und betreffend 0,4 s dargestellt. Die Untersuchungen wurden mit Hilfe eines rückgeführten industriellen Elektrolyts mit und ohne Filterung und mit einem Elektrolyt der durch Kontaktraffination mit pulverförmige stanische Säure bereinigt wurde, durchgeführt.

Gleichfalls wurde der Einfluss der Bedingungen der Elektrolyse auf die Reinheit des erhaltenen kathodischen Kupfers analysiert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 318—321

DK : 669.018.7 :669.018.6

Petrescu, Maria, Isac, Mihaiela, Bădescu, Alexandra, Călin, Mariana und *Olteanu, V:* **Betrachtungen betreffend der physikalischen und chemischen Zusammensetzung der Phasen der Vorlegierung des Typs Ni-B**

In der Arbeit wird die Ni-B 8,5-Vorlegierung, die bei der Herstellung von Legierungen des Typs Ni—Cr—B—Fe—Si——C eingesetzt wird, aus welchen durch Atomisierung einige Metallisierungspulvern erhalten werden, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 322—325

DK : 669.35.5 : 669.715

Ienciu, M., Chircă, D., Moldovan, P., Cristea, Lidia und *Cincă, I.:* **Experimentelle Erforschungen zur reversierbaren martensitischen Umwandlung aus Legierungen des Typs Marmem aus dem Cu—Zn—Al—System**

Die experimentellen Erforschungen wurden mit dem Ziel der Erhaltung einer Legierung mit einer bestimmten chemischen Zusammensetzung ausgeführt. Die betreffende Legierung muss einen Formspeichereffekt aufweisen und trägt zur Festlegung von günstigen Herstellungsvorgängen, sowie zur experimentellen Erhaltung einiger neuen Daten bei, die zu einer besseren Erkenntnis des Systems des Formspeichereffekts führen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 326—329

DK : 669.715 :621.746.01

Varga, B. und *Beleiu, F.:* **Bestimmung des Wasserstoffgehalts aus den Aluminiumlegierungen als ein Qualitätsanzeiger**

Es werden die Schwankungen des Wasserstoffgehaltes, aus den flüssigen Al-Legierungen aus den verfahrenstechnischen Phasen der Herstellung und des Giessens, wie auch der Einfluss des Wasserstoffgehaltes aus den flüssigen Legierungen auf den mechanischen Eigenschaften der gegossenen Werkstücke analysiert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 330—332

DK : 669.053.4

Socolescu, Ana und *Vişan, Sanda:* **Hydrometallurgische Verfahren. Einige Methoden angesichts der Laugung der Lösungselemente, die für die Verwertung nutzbar sind**

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 333—335

DK : 669.-17 :669.715

Chircă, D., Suciu, Valerica und *Suciu, M. V.:* **Betrachtungen betreffend den Änderungseffekt einiger Mikrolegierungszusätze auf das Gefüge der Aluminiumlegierungen**

In der Arbeit werden die Ergebnisse der Untersuchungen, die auf Basis von optische Mikroskopie und elektronische Mikrosonde ausgeführt wurden, mit dem Ziel den Einfluss einiger Änderungsmitteln (Titan + Bor, Strontium) auf den Gefügeeigenschaften der AT Si 10 Mg-Legierung im Vergleich zum klassischen Natriumänderungsverfahren zu bestimmen, dargestellt. Es werden ebenfalls die optimalen Intervalle der restlichen Änderungselementgehalte die zur Sicherung von maximalen Änderungseffekte beitragen, festgesetzt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 336—339

DK : 621.741.1 :621.743

Nicolae, A., Predescu, C., Mihăilescu, C., Georgescu, Al. und *Toderici, Luminiţa:* **Die vorteilhafte Lenkung der Thermodiffusion der Feuchtigkeit die beim Trocknen der Gussformen und Kerne erscheint**

Es werden die für die vorteilhafte Führung der Feuchtigkeitsthermodiffusion vorgeschenen programmierten Erforschungen dargestellt. Dafür wurden einige schwankende Erwärmungszustände im Falle der Trocknung einiger grossen, kompakten Kernen experimentiert. Die thermische Schwankung wurde mit Hilfe von Pausen, die bei der Entnahme der Kerne aus dem Ofen, während dem Erwärmungsprozess stattfinden, ausgeführt. Auf diese Weise senkt die Temperatur der Kernoberfläche ; indem der Temperaturgradient günstig für die Lenkung des Übertragens der Feuchtigkeit zu der Werkstükkoberfläche sein wird.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 340—342

DK : 669-14

Sofroni, L., Bratu, C., Ştefănescu, Fl. und *Mărginean, I.:* **Weltweite Entwicklungstendenzen betreffs das Giessen von Legierungen in Formen mit vergasende Modelle**

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 343—348

DK : 669.131.622

Gologan, V., Luca, V., und *Popovici, Gh.:* **Änderungslegierungen für das Roheisen**

In der Arbeit wird eine Reihe von Ergebnissen, was die Einführung bei der Herstellung von Änderungslegierungen, die für die Herstellung von Gusseisen besserer Qualität mit Lamellen-, Vermikular- und Kugelgraphit betrifft, dargestellt.

Ausser den in STAS 11240-79 vorgeschenen Änderungsmitteln, und zwar des Typs Vodulin (für Fgn) und Modifin (für Fc) wurden auch die Modiver-Typ Änderungsmitteln, die bei der Herstellung des Gusseisens mit Vermikulargraphit (Fgv) eingesetzt werden, eingeführt. Die Modiver-Typ-Änderungsmitteln können in vielen Bereichen, was der Verwendungszweck der Werkstücke, der Schwefelanfangsgehalt, das Herstellungsgerät usw., betrifft, eingesetzt werden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 349—352

SOMMAIRE

CD : 669-41

Rizescu, C., Ianc, P., Dobrescu, M., Florea, Al., Preotu, Gh. et *Budur, M.:* **Recherches concernant les facteurs de la fabrication des tôles épaisses utilisées en conditions de pressions élevées et basses températures**

On présente les résultats des recherches et des expériments effectués pour obtenir des tôles épaisses destinées à la construction des conduites à grand diamètre ∅ 1420 mm, de qualité X70 pour le transport du pétrole et des gaz naturels dans les régions arctiques.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 301—308

CD : 621.777

Dumitrescu, A. T., Roşu, I. et *Soós, E.:* **Simulation numérique de l'extrusion à chaud des produits à simétrie axiale**

L'article présente un modèle de l'élément fini de l'extrusion à chaud des bares et des tubes.

Les résultats numériques obtenus sont comparés aux résultats expérimentaux déterminés en laboratoire et ont des valeurs calculées par des formules semiempiriques utilisées couramment dans l'industrie.

Le modèle de l'élément fini permet la détermination numérique des valeurs des champs thermocinématiques remarquables tout au long du processus et dans n'importe quelle zone du matériel déformé.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 309—317

CD : 669.3 :669.054.7

Petrescu, N., Ganovici, Lucia et *Briţchi, Mirela:* **Recherches pour l'obtention du cuivre de puretée élevé par le raffinage électrolytique à courant périodiquement inversé**

On présente les résultats des recherches de raffinage électrolytique du cuivre dans une celule de grandes dimensions aux densités de courant de 250, 350 et 500 A/m², en utilisant un courant périodiquement inversé ; la durée du courant direct et inverse est de 20 et respectivement 0,4 s. Au cours des recherches expérimentales on a utilisé un électrolyte industriel récirculé avec ou sans filtrage, de même qu'un électrolyte purifié par contact avec un acid β- stannique pulvérulent et on a analysé l'influence des conditions de l'électrolyse sur la pureté du cuivre cathodique obtenu.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 318—321

CD : 669.018.7 :669.018.6

Petrescu, Maria, Isac Mihaiela, Bădescu, Alexandra, Călin, Mariana et Oltean, Viorel: **Considérations sur la nature et la composition physique et chimique des phases des préalliages de type Ni-B**

L'article présente le préalliage Ni-B 8,5 utilisé à l'élaboration de certains alliages du type Ni—Cr—B—Fe—Si—C, par l'atomisation desquels on obtient des poudres de métallisation.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 322—325

CD : 669.35.5 :669.715

Ienciu, M., Chircă, D., Moldovan, P., Cristea, Lidia et *Cincă, I.:* **Recherches expérimentales concernant la transformation martensitique reversible dans les alliages de type „marmem" du système Cu—Zn—Al**

Les recherches expérimentales ont été orientées vers l'obtention d'un alliage à composition chimique déterminée et à effet de mémoire de la forme, vers la détermination des processus technologiques adéquats d'élaboration, de coulée et de traitement thermique, de même que vers la production expérimentale de certains nouvelles données qui contribuent à une meilleure connaissance du mécanisme de l'effet de mémoire de la forme.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 326—329

CD : 669.715 :621.746.01

Varga, B. et *Beleiu, F.* : **La détermination de la teneur en hydrogène des alliages d'aluminium, un indice de la qualité**

L'article analyse la variation de la teneur en hydrogène dans les alliages liquides à base d'aluminium dans les phases technologiques d'élaboration et de coulée, de même que l'influence de la teneur en hydrogéne de l'alliage liquide sur les propriétés mécaniques des pièces coulées.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 330—332

CD : 669.053.4

Socolescu, Ana et Vişan, Sanda : **Procédés hydrométallurgiques' Méthodes de solubilisation des éléments qui existent en solution pour leur mise en valeur**

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 333—335

CD : 669-17 :669.715

Chircă, D., Valerica Suciu et *Suciu, M. V.* : **Recherches sur l'effet de modification de certains additions de microalliage sur la strueture des alliages d'aluminium**

Les auteurs présentent les résultats des recherches effectuées par microscopie optique et par analyse à la microsonde électronique pour déterminer l'influence de certains agents modificateurs (titane + bore + strontium) sur les caractéristiques structurales de l'alliage par comparaison au processus classique de modification par le sodium. On analyse la relation de dépendence entre la teneur en agents modificateurs et le degré de modification, en déterminant les intervalles optima des teneurs résiduelles en éléments modificateurs qui assurent des effets maxima de modification.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 336—339

CD : 621.741.1 :621.743

Nicolae, A., Predescu, C., Mihăilescu, C., Georgescu, Al. et *Toderici Luminiţa* : **Le contrôle favorable de la thermodiffusion de l'humidité au cours du séchage des moules et des noyaux de fonderie**

Les auteurs présentent les recherches effectuées afin de contrôler la thermodiffusion de l'humidité. On a expérimenté des régimes de chauffage pendulaire pour le séchage des noyaux compacts de grandes dimensions. L'oscillation thermique a été réalisée par des pauses dans le processus de chauffage, faites lors de l'extraction des noyaux du four. De cette manière, la température à la surface des noyaux baisse tandis que le gradient de température devient favorable au contrôle du transfert d'humidité vers la surface de la pièce.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 340—342

CD : 669-14

Sofroni, L., Bratu, C., Ştefănescu, Fl. et *Mărginean, I.* :

Les tendances concernant la coulée des alliages en forme à modèles gazéifiicables

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 343—348

CD : 669.131.622

Gologan, V., Luca, V. et *Popovici, Gh.* : **Alliages modificateurs pour fontes**

L'article présente une série de résultats concernant l'assimilation en fabrication des alliages modificateurs, destinés à la production des fontes à graphite lamellaire, vermiculaire et nodulaire de haute qualité.

A l'exception des modificateurs prévus par le standard STAS 11.240-79, respectivement les modificateurs de type, Nodulin (pour Fgn) et de type Modifin (pour les fontes grise) on a assimilé également des modificateurs du type Modiver pour la fonte à graphite vermiculaire (Fgv). Le dernier groupe de modificateurs couvre un vaste domaine d'utilisation, en ce qui concerne la destination des pièces, la teneur initiale en souffre, l'installation d'élaboration etc.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 349—352

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 669-41

Ризеску, Ф., Янк, П., Добреску, М., Флореа, А., Преоту, Г. и *Будур, М.:* **Исследования факторов, вовлеченных в изготовлении толстых листов, используемые при низких температурах и высоких давлениях**

В работе представлены результаты проведенных исследований и испытаний для изготовления толстых листов, предназначенных для труб большого диаметра Ø 1420 мм из стали X70 для транспорта нефти и природных газов в арктических областях. 301—308

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p.

ДК: 621.777

Думитреску, А., Рошу, И. и *Соос, Е.:* **Числовое моделирование горячего выдавливанияа ксиально-симетричных изделий**

Работа содержит модель готового элемента горячего выдавливания прутков и труб.

Полученные числовые результаты сравнивают с теми определяемые экспериментально в лабораторных условиях и значениями, расчитанными полуэмпирическими формулами.

Модель готового элемента позволяет числовое определение значений термокинематических релевантных полей по всему процессу и в любой зоне деформированного материала.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p.309—317

ДК: 669.3: 669.054.7

Петреску, Н, Гановичъ, Лучия и *Брицки, Мирела:* **Исследования для получения высокочистой меди электролитическим рафинированием с периодически переключением тока**

Представлены результаты исследований электролитического рафинирования меди в ячейке большого размера, при плотности тока 250, 350 и 500 А/м², используя периодически переключенный ток с длительностью прямого и обратного тока соответственно 20 и 0,4 с. В экспериментальных работах использовался рециркуляционный промышленный электролит с и без филтрирования и очищенный электролит контактированием оловяной сыпучей кислотой β и преследуется влияние условий электролиза на чистоту полученной катодной меди.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 318—321

ДК: 669.018.7: 669.018.6

Петреску, Мария, Исак, Михаела, Бэдеску, Александру, Кэлин, Мариана и *Олтеан, Виорел:* **Соображения по натурэ и физико-химическому составу фаз из промежуточных сплавов типа Ni-B**

Работа представляет промежуточный сплав Ni-B8,5, используемый при выплавке сплавов типа Ni-Cr-B-Fe-Si-C, из которых распылением получаются порошки для металлизации.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 322—325

ДК: 669.35.5: 669.715

Иенчю, И., Киркэ, Д., Молдован, П., Кристеа, Лидия и *Чинкэ, И.:* **Экспериментальные исследования го мартенситному обратному изменевию в сплавах типа, „marmen" системы Cu-Zn-Al**

Экспериментальные исследования были направлены на получение сплава с определенным химическим составом, сплав проявляющий эффект памяти формы, установление соответствующих технологических процессов выплавки, разливки и термической обработки, а также и на получение экспериментально новых данных, способствующих лучшему познанию механизма эффекта памяти формы.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 326—329

ДК: 669.715: 621.746.01

Варга, В. и *Белею, Ф.:* **Определение содержания водорода в алюминиевых сплавах как показатель качества**

Исследована вариация содержания водорода в жидких сплавах на основе алюминия в технологических фазах выплавки и литья, а также и влияние содержания водорода из жидкого сплава на механические свойства отливок.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 339—332

ДК: 669.053.4

Соколеску, Ана и *Вишан, Санда:* **Гудрометаллургические способы. Методы растворения элементов в растворе для применения**

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 333—335

ДК: 669-17 : 669.715

Киркэ, Д., Сучю, Валерика и *Сучю, М.:* **Исследования эффекта модификации микролегирующих сдбавок на структуру алюминиевых сплавов**

В работе представлены результаты проведенных исследований оптической микроскопией и анализом на электронном микрозонде для определения влияния модифицированных агентов (титан + бор, стронций) на структурные характеристики сплава At Si 10 Mo сравнительно классическому способу модифицирования, натрием. Изучается зависимость между содержанием модифицированного агента и степенью модификации, определяя оптимальный интервал остаточных содержаний модифицированных элементов, обеспечивающие максимальные эффекты модификации.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 336—339

ДК: 621.741.1: 621.743

Николае, А., Предеску, К., Михэилеску, К. Джеорджеску, А. и *Тодеричъ, Луминицэ:* **Благоприятное управление термодиффузией влажно сти при сушке форм и стержней**

Представлены программируемые исследования для благоприятного управления термодиффузией влажности. Для этого экспериментированы колебательные режимы нагрева при сушке больших компактных стержней. Термическое колебание производилось паузами в процессе нагрева, следуемые при извлечении стержней из печи. Таким образом температура спадает на поверхности стержня, градиент температуры является благоприятным управлению переходом влажности к поверхности изделия.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 340—342

ДК: 669-14

Софрони, Л., Брату, К., Штефэнеску, Ф. и *Мэрджинеан, И.:* **Мировые тенденция разливки сплавов в формах с газифицируемыми моделями**

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 343—348

ДК: 669.131.622

Гологан, В., Лука, В. и *Поповичъ, Г.:* **Модифицированные сплавы для чугуна**

Работа представляет ряд результатов по ассимиляции при производстве модифицированных сплавов для изготовлении чугунов с пластинчатым, вермикулярным и шаровидным графитом высокого качества.

Кроме модификаторов предвиденных STASII 240-79, следовательно типа Nodulin (для шаровидного графита) и Modifin (для серого чугуна) были ассимилированы и модификаторы типа Modiver для чугуна с вермикулярным графитом. Последняя группа модификаторов охватываетширокую область применения, что касается назначения отливок, начального содержания серы, агрегата выплавки и т.д.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 349—352

METALURGIA 7
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Dr. ing. C. Rizescu, dr. ing. P. Ianc, ing. M. Dobrescu
ICEM—Bucureşti
ing. Al. Florea, ing. Gh. Preotu şi ing. M. Budur*
Combinatul siderurgic—Galaţi

Cercetări privind factorii implicaţi în realizarea tablelor groase utilizate în condiţii de temperaturi coborîte şi presiuni ridicate

CZ: 669.41

Rezultat al progreselor înregistrate în fabricaţia industrială a oţelurilor microaliate, aria de utilizare a acestora s-a extins foarte mult, devenind de neînlocuit în domenii în care este necesară realizarea concomitentă a unor proprietăţi de rezistenţă înaltă şi tenacitate la temperaturi coborîte, pe de o parte, şi a unei sudabilităţi corespunzătoare în condiţii aspre de teren, pe de altă parte.

Descoperirea marilor depozite de petrol brut în regiunile arctice din America de Nord şi U.R.S.S., precum şi din Marea Nordului a ridicat problema exploatării şi a transportului economicos al acestor produse.

Conductele constituie mijlocul cel mai convenabil pentru transportul gazelor şi al petrolului în cantităţi mari.

Oţelurile pentru conducte de petrol şi gaze naturale din îndepărtatele regiuni nordice, unde sînt frecvent temperaturi pînă la −65°C, trebuie să corespundă riguros prescripţiilor de calitate pentru garantarea siguranţei parcursului şi protejarea mediului înconjurător.

Fabricaţia conductelor a început în jurul anilor '60 din oţeluri microaliate de tip X 52, fiind înregistrat un progres continuu în ceea ce priveşte nivelul proprietăţilor de rezistenţă, tenacitate şi sudabilitate.

În prima perioadă se construiau conducte cu diametrul maxim de 760 mm şi grosimea peretelui de 12,5 mm din oţel tip X 52, cu limita de curgere de minimum 36′ N/mm², iar în prezent se construiesc şi se utilizează conducte cu diametrul de 1 420 mm şi grosimea peretelui de peste 20 mm din oţelul de calitate X 70 şi X 80, cu limita minimă de curgere de 480 N/mm² sau mai ridicată (fig. 1) [1].

Necesitatea transportului avantajos impune utilizarea unor conducte cu diametrul din ce în ce mai mare, care să lucreze la presiuni tot mai înalte, în condiţii climaterice nefavorabile.

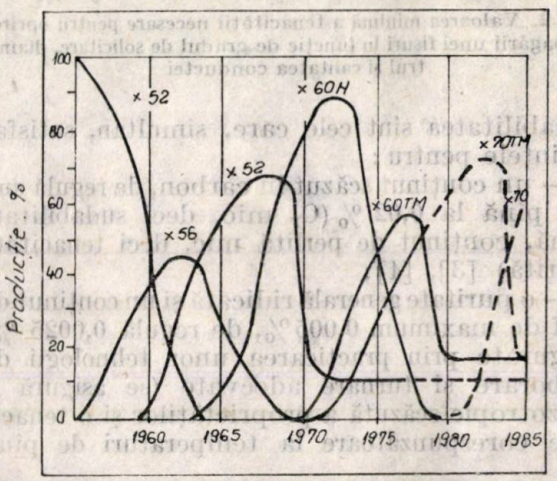


Fig. 1. Dinamica producţiei oţelurilor pentru conducte

Oţelurile utilizate trebuie să aibă un ansamblu de proprietăţi care, în principal, necesită: rezistenţă înaltă, temperatură de tranziţie ductil-fragil situată sub temperatura de funcţionare a conductei, valori ale energiei Charpy, la temperatura de funcţionare care să garanteze nu numai o comportare ductilă, ci şi evitarea propagării rapide a unei ruperi accidentale, conţinutul în carbonul echivalent, C_E *, foarte coborît, maximum 0,44%, care să garanteze realizarea cu uşurinţă a sudurilor în condiţii de teren.

În acest sens au fost stabilite relaţii între proprietăţile mecanice ale conductei, condiţiile de funcţionare şi geometria conductei, care arată (fig. 2) [2] că valori mai ridicate ale tenacităţii sînt necesare la solicitări mai mari (presiuni de lucru ridicate), pentru conductele cu diametre

* La elaborarea lucrării au colaborat colectivul ICEM format din: ing. S. Pufan, ing. Gh. Trotuş, ing. M. Petre, ing. N. Ghiban, ing. D. Niţescu şi colectivul C.S. — Galaţi format din: dr. ing. V. Munteanu, ing. M. Encică, dr. ing. F. Strugare, ing. N. Trandafir, ing. S. Ene, ing. A. Cojocaru, ing. C. Sandu.

* $C_E = C + \frac{Mn}{6} + \frac{Cr + Mo + V}{5} + \frac{Ni + Cu}{15}$

și pereți mai mari, din oțeluri cu limită de curgere ridicată.

Oțelurile care îndeplinesc concomitent condițiile severe privind rezistența, tenacitatea și

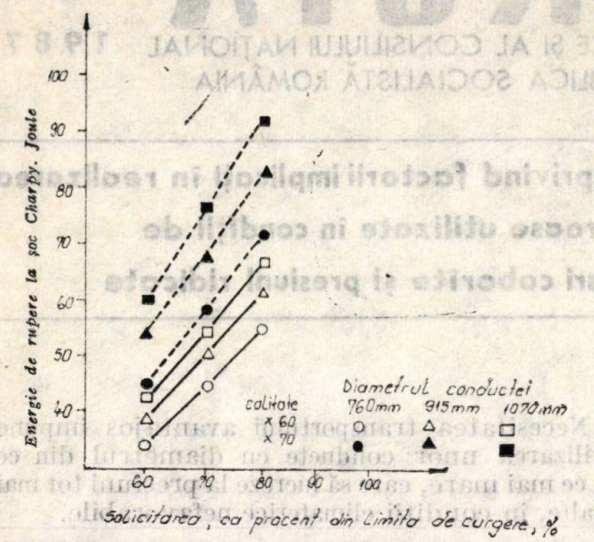


Fig. 2. Valoarea minimă a tenacității necesare pentru oprirea propagării unei fisuri în funcție de gradul de solicitare, diametrul și calitatea conductei

sudabilitatea sînt cele care, simultan, satisfac cerințele pentru :

— un conținut scăzut în carbon, de regulă sub 0,1 pînă la 0,02 % (C_E mic, deci sudabilitate bună, conținut de perlită mic, deci tenacitate sporită) [3], [4];

— o puritate generală ridicată și un conținut de sulf de maximum 0,005%, de regulă 0,0025 %, asigurate prin practicarea unor tehnologii de elaborare și turnare adecvate (se asigură o anizotropie scăzută a proprietăților și o tenacitate corespunzătoare la temperaturi de pînă la —60° C, pe direcție transversală) [3], [5], [6], [7];

— microalierea cu Ni, V, Ti (max. 0,10%) și Mo (max. 0,35%) pentru durificarea soluției solide, durificarea prin precipitare, finisarea granulației, întîrzierea recristalizării după deformarea la cald și a transformării de fază $\gamma \rightleftarrows \alpha$ la răcire (se asigură creșterea rezistenței mecanice cu consecințe favorabile și asupra tenacității) [3], [4], [6], [7], [8], [9], [10];

— laminarea controlată, la temperaturi coborîte (puțin deasupra temperaturii de recristalizare) pentru finisarea avansată a granulației austenitice și, după transformarea de fază $\gamma \rightleftarrows \alpha$, a celei feritice, punctaj 12—14 (se îmbunătățesc concomitent caracteristicile de rezitență mecanică și tenacitate) [9], [10], [11], [12], [13].

Din punct de vedere sintetic, factorii implicați în realizarea tablei și respectiv a conductei sînt prezentați în tabelul 1.

Realizarea conductelor din tablă se face în uzine specializate și presupune o succesiune de operații tehnologice de deformare la rece, sudare și control nedistructiv, în cursul cărora pot apărea consecința efectului Bauschinger, modificări de proprietăți ce trebuie cunoscute și luate în considerare în stabilirea nivelului de acceptare (fig. 3) [8].

Realizarea acestor deziderate, în condițiile unei fabricații industriale curente, înglobează un înalt grad de rafinament tehnic și de concepție și o severă disciplină tehnologică, motiv pentru care conductele cu diametru mare, sudate pe generatoare, sînt realizate de regulă în țări cu industrie metalurgică dezvoltată, cum sînt U.R.S.S., Japonia, R.F.G., S.U.A., Italia.

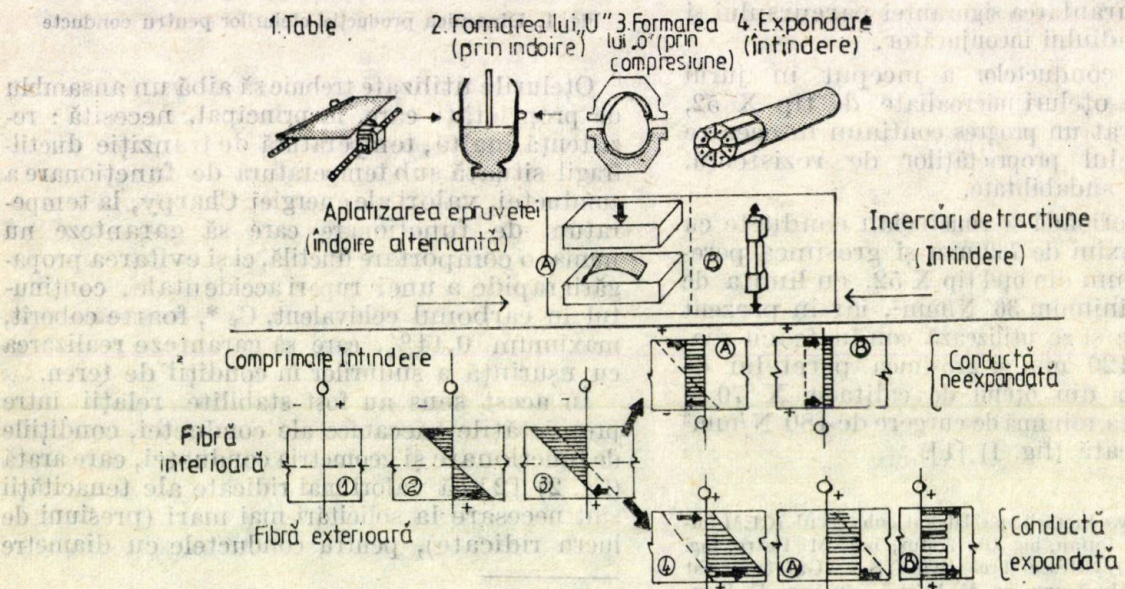


Fig. 3. Etapele procesului de fabricație a conductelor prin procedeul „U—O" și influența lor asupra distribuției deformărilor în fibra interioară și exterioară a peretelui conductei

Tabelul 1

Aspecte privind producția de conducte

Specificații	Factori	Factori tehnologici	Factori structurali
Rezistență — valoare minimă — domeniu	Grosimea peretelui	Aliere : — carbon ; — niobiu, vandiu, titan — molibden	Perlită/Ferită
	Diametru		Ferită aciculară
Tenacitate — energie de rupere — temperatură de tranziție — zona de influență termică — metal de adaos la sudură	Efectul Bauschinger — deformare la rece — încercări mecanice	Elaborare : — sulf, % — modificarea sulfurilor — degazare în vid — decarburare în vid	Mărime de grăunte
	Echipament : — elaborare — turnare — laminare — ajustare — formare conducte		Durificare prin precipitare Durificare prin soluții solide Durificare prin dislocații
Îmbătrînire		Laminare tablă : — încălzirea sleburilor — controlul laminării — verificarea răcirii — procesul de precipitare — normalizare — călire și revenire	Anizotropie
Sudabilitate	Cost		Puritate
Rezistență la coroziune	Rentabilitate	Formarea conductelor : — procesul de deformare — expandare	

Experimentări efectuate

Lucrările experimentale au fost efectuate la C.S. — Galați, oțelul fiind elaborat în convertizorul cu oxigen de 150 t.

Fluxul tehnologic integrat este prezentat în figura 4.

Compoziția chimică a șarjelor experimentale este prezentată în tabelul 2.

Referitor la șarjele experimentale se remarcă, de regulă, că s-a utilizat o fontă lichidă, desulfurată ; în plus, pentru realizarea unui conținut foarte scăzut de sulf, în cazul șarjelor 5-16, s-a tratat oțelul în oală cu un amestec desulfurant.

Pentru obținerea unui nivel scăzut de incluziuni exogene s-au luat măsuri suplimentare în privința calității refractarelor utilizate în căptușeala agregatelor de elaborare și turnare.

Oțelul a fost turnat continuu cu protecția jetului, obținîndu-se brame cu dimensiunile $250 \times 1\,800 \times (2\,800 - 4\,200)$ mm

Bramele au fost încălzite în vederea laminării în cuptoarele cu propulsie, temperatura în zona de egalizare fiind de regulă de cca 1 150 °C, experimental realizîndu-se și temperaturi de pînă la 1 220°C.

Laminarea bramelor în table s-a realizat urmărind în principal stabilirea schemei de laminare, cu doi (schema 1) și trei (schema 2) timpi de deformare și regimul temperaturilor de sfîrșit de laminare și al gradelor de reducere asociate, care să asi-

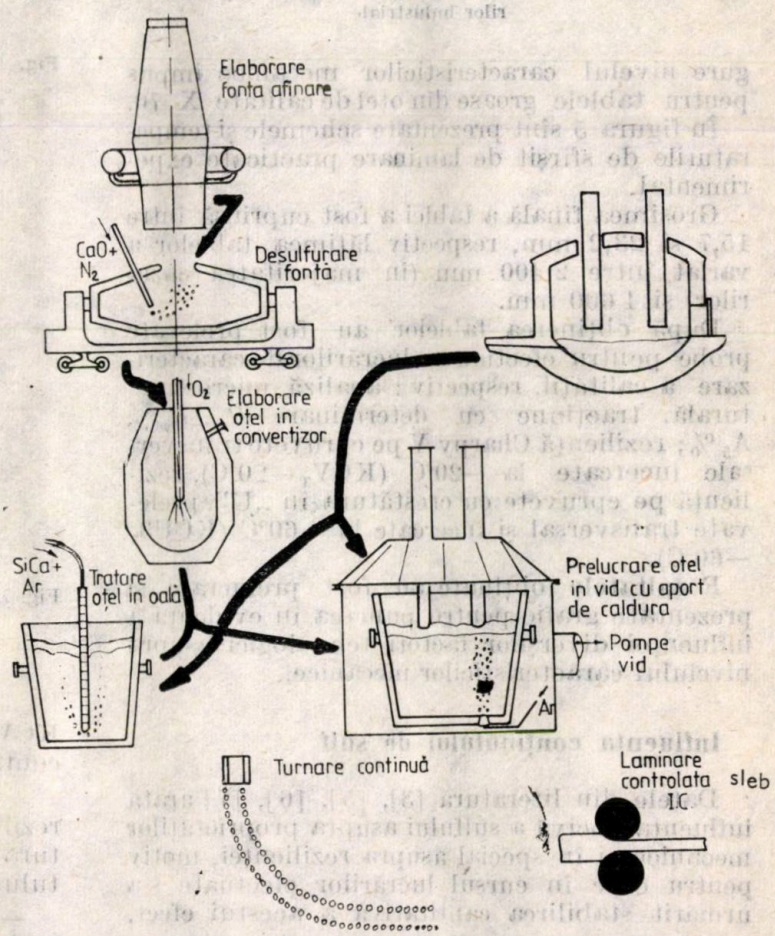


Fig. 4. Fluxul tehnologic de fabricație a tablelor groase cu tenacitate ridicată la temperaturi scăzute (— 60°C)

Tabelul 2

Compoziția chimică a șarjelor experimentale

Elementele, %								
C	Mn	Si	P	S	Al	Nb	V	C_E
0,08±0,02	1,58±0,15	0,38±0,13	0,016±0,006	0,0025–0,012	0,050±0,040	0,047±0,027	0,06±0,01	0,3373±0,0333

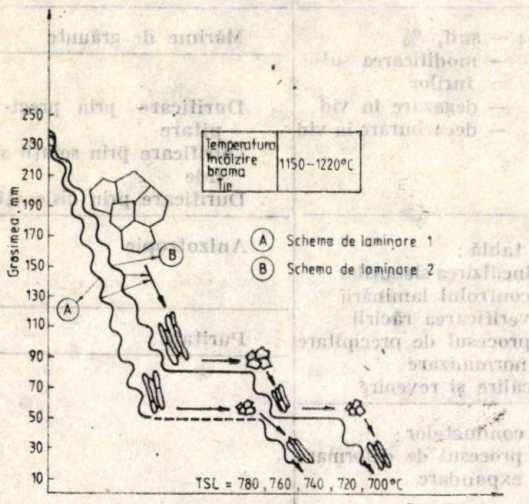


Fig. 5. Schema de laminare aplicată în cursul experimentărilor industriale

gure nivelul caracteristicilor mecanice impus pentru tablele groase din oțel de calitate X 70.

În figura 5 sînt prezentate schemele și temperaturile de sfîrșit de laminare practicate experimental.

Grosimea finală a tablei a fost cuprinsă între 15,7 și 23,2 mm, respectiv lățimea tablelor a variat între 2 400 mm (în majoritatea cazurilor) și 4 600 mm.

După obținerea tablelor au fost prelevate probe pentru efectuarea lucrărilor de caracterizare a calității, respectiv : analiză microstructurală, tracțiune cu determinare R_m, $R_{p0,2}$, A_5 %; reziliență Charpy-V pe epruvete transversale încercate la −20°C (KCV_T −20°C), reziliență pe epruvete cu crestătura în „U", prelevate transversal și încercate la −60°C ($KCU3_T$ −60°C).

Rezultatele obținute au fost prelucrate și prezentate grafic pentru punerea în evidență a influenței diverșilor factori tehnologici asupra nivelului caracteristicilor mecanice.

Influența conținutului de sulf

Datele din literatură [3], [5], [6], [7] arată influența nocivă a sulfului asupra proprietăților mecanice și în special asupra rezilienței, motiv pentru care în cursul lucrărilor efectuate s-a urmărit stabilirea cantitativă a acestui efect.

Valorile rezilienței obținute experimental pentru șarjele 1-16, laminate în condiții optime, în dependență de conținutul de sulf, sînt prezentate în figura 6 (KCV_T −20°C) și respectiv figura 7 ($KCU3_T$ −60°C).

Analiza datelor prezentate în figurile 6 și și 7 confirmă indicațiile bibliografice și pune în evidență :

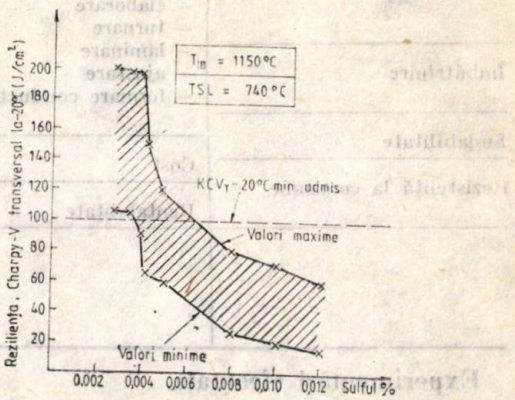


Fig. 6. Influența conținutului de sulf asupra rezilienței KCV_T −20°C

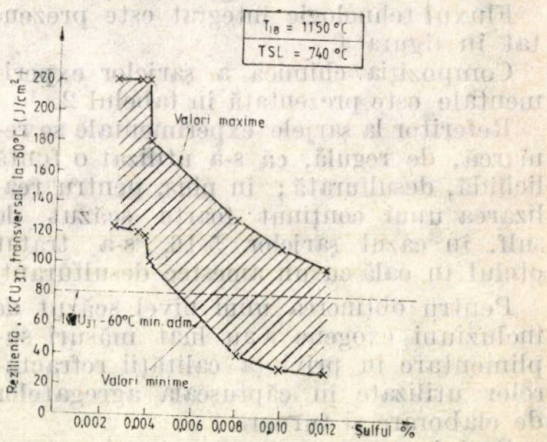


Fig. 7. Influența conținutului de sulf asupra rezilienței $KCU3_T$ −60°C

— scăderea accentuată a valorilor rezilienței KCV_T −20°C și $KCU3_T$ −60°C la creșterea conținutului de sulf, în special peste 0,004%;

— sensibilitatea mai accentuată a valorilor rezilienței determinată pe epruvete cu crestătura în „V", în raport cu creșterea conținutului de sulf;

— necesitatea realizării unui conținut de sulf mai mic de 0,004%, în scopul înscrierii în nivelul de acceptare impus.

Evident, pentru satisfacerea acestei condiții trebuie adoptate măsuri tehnologice specifice suplimentare, la elaborarea și turnarea oțelului.

Influența condițiilor de laminare asupra proprietăților mecanice

Modul de efectuare a laminării, parametrii tehnologici utilizați și anume: temperatura de încălzire în vederea deformării plastice; temperatura de deformare plastică; gradele de reducere; regimul temperaturilor de sfîrșit de deformare plastică; gradul de deformare asociat temperaturii finale de deformare determină cinetica proceselor de dizolvare și precipitare a combinațiilor elementelor de microaliere, V și Nb, cu cele de interstiție, C și N; procesul de deformare și recristalizare a austenitei și feritei; transformările de fază $\gamma \rightleftarrows \alpha$ la răcirea de după deformare, avînd ca rezultat final microstructura și nivelul caracteristicilor mecanice.

Din aceste motive, experimentările efectuate au avut ca scop determinarea influenței condițiilor de laminare asupra întregului ansamblu de proprietăți structurale și mecanice și stabilirea pe această bază a tehnologiei de laminare optimă.

Din tablele laminate conform schemelor din figura 4, cu temperaturi de sfîrșit de laminare de 700—780 °C, au fost prelevate șlifuri metalografice. Șlifurile au fost pregătite conform metodologiei clasice și analizate la mărirea de 200, în secțiune longitudinală, în raport cu direcția de laminare.

Microstructurile tipice obținute în urma laminării conform schemelor 1 și 2 sînt prezentate în figura 8, corespunzînd temperaturilor de sfîrșit de laminare de 780°C (*a*), 760°C (*b*), 740°C (*c*), 720°C (*d*) și 700°C (*e*).

Analiza acestor microstructuri pune în evidență, pentru aceeași temperatură de sfîrșit de laminare, un grad de finețe mai avansat, atunci cînd s-a utilizat schema 2 cu trei timpi de deformare.

În privința temperaturilor de sfîrșit de laminare, se constată că grăuntele este cu atît mai fin cu cît temperatura de sfîrșit de laminare este mai coborîtă în intervalul 780—740°C. Scăderea temperaturii de sfîrșit de laminare sub 740°C, în special la 700°C, duce la obținerea unui grăunte numai parțial recristalizat.

Din tablele laminate controlat în diferite condiții au fost prelevate cupoane pentru efectuarea încercărilor mecanice de tracțiune și reziliență.

În figurile 9, 10, 11 și 12 este prezentată, pentru șarjele 5—13 avînd conținut de sulf de maximum 0,0045%, dependența caracteristicilor de rezistență, plasticitate și tenacitate, de schemele de laminare 1 și 2 cu doi și trei timpi de deformare și, respectiv, în cadrul fiecărei

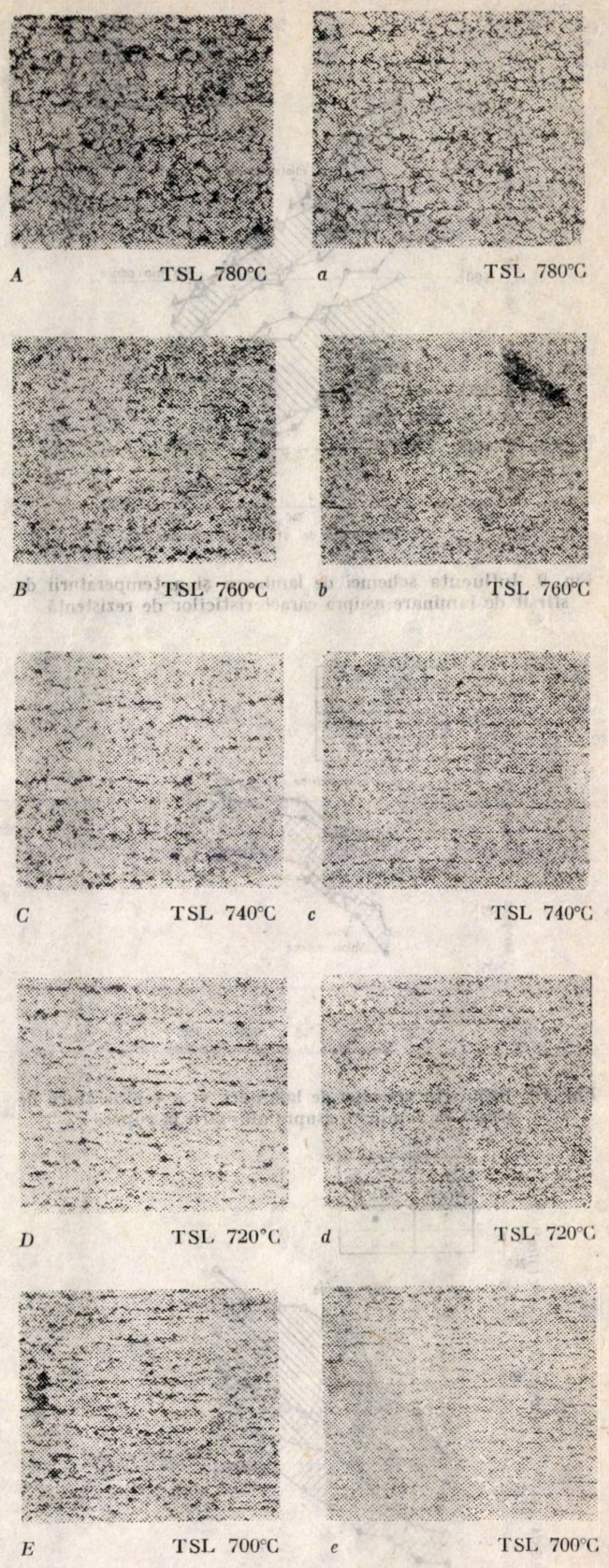


Fig. 8. Influența schemei și a temperaturii de sfîrșit de laminare asupra mărimii grăuntelui feritic. Atac nital 2% (X200)

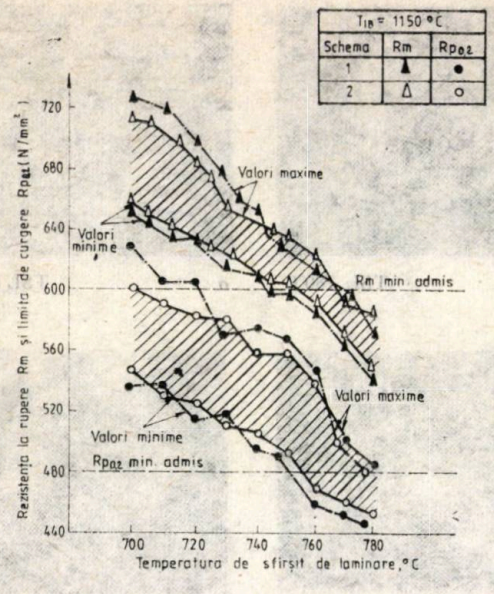


Fig. 9. Influența schemei de laminare și a temperaturii de sfîrșit de laminare asupra caracteristicilor de rezistență

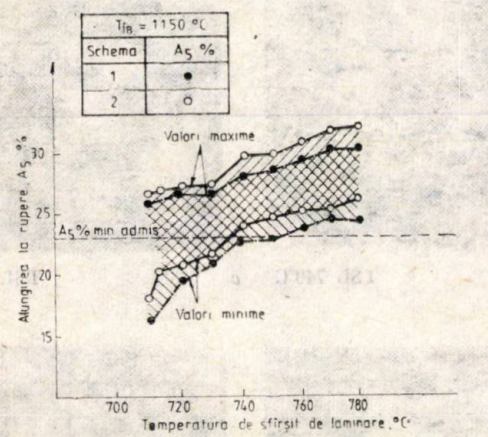


Fig. 10. Influența schemei de laminare și a temperaturii de sfîrșit de laminare asupra alungirii la rupere

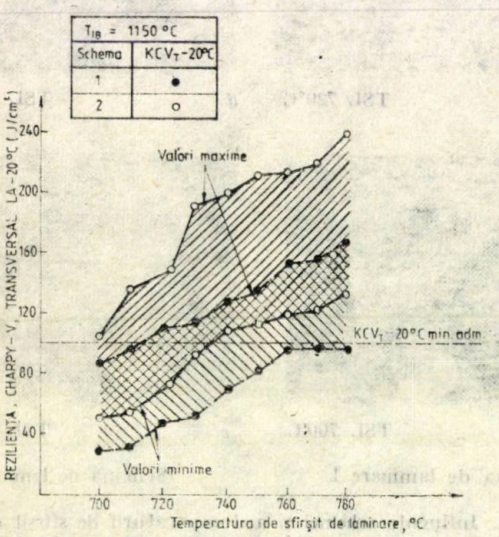


Fig. 11. Influența schemei de laminare și a temperaturii de sfîrșit de laminare asupra rezilienței $KCV_T - 20°C$

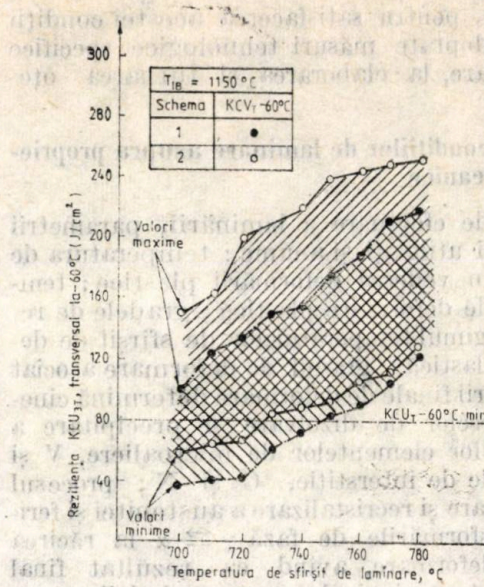


Fig. 12. Influența schemei de laminare și a temperaturii de sfîrșit de laminare asupra rezilienței $KCU3_T - 60°C$

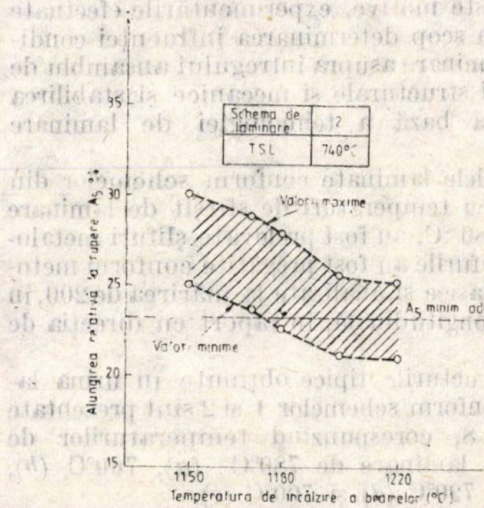


Fig. 13. Influența temperaturii de încălzire a bramelor asupra valorilor de alungire la rupere a tablelor laminate controlat

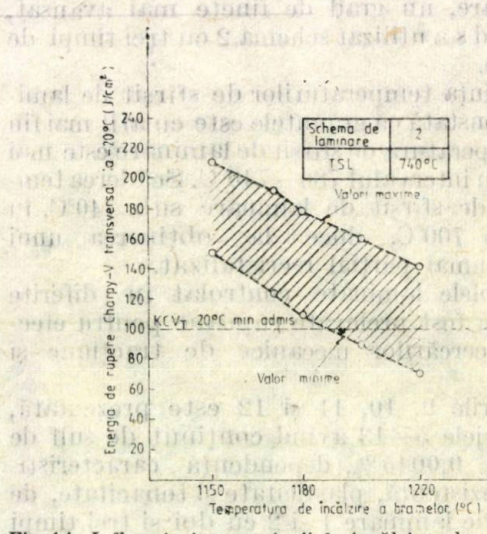


Fig. 14. Influența temperaturii de încălzire a bramelor asupra valorilor energiei de rupere CHARPY-V transversal la $-20°C$, (J/cm^2) a tablelor laminate controlat

scheme, de temperatura de sfîrșit de laminare în domeniul 700—780°C.

Indiferent de schema de laminare, rezultatele obținute indică o dependență strînsă între valorile caracteristicilor mecanice și temperaturile de sfîrșit de laminare, respectiv proprietățile de rezistență (R_m, $R_{p0,2}$) cresc, iar proprietățile de plasticitate (A_5 %) și tenacitate (KCV_T —20°C, $KCU3_T$ —60°C) scad pe măsură ce temperatura de sfîrșit de laminare scade de la 780 la 700°C.

Referitor la schema de laminare practicată cu doi sau trei timpi de deformare, se constată o influență determinantă a acesteia asupra proprietăților de plasticitate (fig. 10) și tenacitate (fig. 11, 12). Valori mai ridicate pentru aceste proprietăți se obțin, pentru toate temperaturile de sfîrșit de laminare, în cazul în care se aplică schema 2 cu trei timpi de laminare, probabil în concordanță cu gradul mai mare de finețe al grăuntelui feritic.

În raport cu valorile minime admisibile pentru caracteristicile mecanice se constată că un ansamblu de proprietăți integral corespunzător se obține numai în cazul schemei 2 de laminare, pentru temperaturi de sfîrșit de laminare situate în domeniul 740—750°C. Rezultă deci că realizarea industrială a tablelor de calitate X 70 este legată de stabilirea și conducerea în limite foarte strînse a întregului proces de laminare.

Pentru stabilirea influenței acestui parametru, bramele provenind din șarjele 5—13 au fost încălzite în vederea laminării cu temperaturi de cca 1 150°C și respectiv de cca 1 220°C.

Toate bramele, indiferent de temperatura de încălzire, au fost laminate conform schemei 2, cu trei timpi de deformare, temperatura de sfîrșit de laminare fiind situată în toate cazurile în domeniul optim 740—750°C.

Rezultatele obținute, prelucrate statistic, sînt prezentate în tabelul 3.

Tabelul 3

Temperatura de încălzire a bramelor	Valorile caracteristicilor mecanice	Proprietăți mecanice				
		R_m N/mm²	$R_{p\,0,2}$ N/mm²	A_5 (%)	KCV_T —20°C J/cm²	$KCU3_T$ —60°C J/cm²
1 150°C	maxim	640	540	30	210	260
	minim	605	490	25	115	165
	mediu	625	518	27,5	157	207
1 220°C	maxim	675	550	26	185	225
	minim	635	510	22	87	102
	mediu	653	538	23,5	110	148

Analiza datelor din tabelul 3 pune în evidență influența temperaturii de încălzire a bramelor asupra nivelului proprietăților mecanice (fig. 13, 14), aceasta probabil în concordanță cu diferențierile în modul de desfășurare a proceselor de dizolvare a precipitatelor de nitruri, carbonitruri de Nb și V și a procesului de creștere a grăuntelui austenitic.

În cazul încălzirii bramelor la temperatura de 1 220 °C are loc o dizolvare avansată a precipitatelor și, în dependență cu aceste condiții, o creștere mai accentuată a grăuntelui austenitic comparativ cu încălzirea la 1 150°C.

Caracteristicile structurale inițiale, dinaintea procesului de deformare își pun amprenta asupra rezultatului final de după deformare, respectiv pentru aceleași condiții de laminare, un grăunte austenitic inițial mai grosolan va duce la obținerea unui grăunte de dimensiuni mai mari, determinînd o micșorare a proprietăților de plasticitate și tenacitate.

Creșterea valorilor proprietăților de rezistență pentru temperatura de încălzire de 1 220°C comparativ cu 1 150°C se explică prin modul diferențiat de desfășurare a proceselor de dizolvare și precipitare. În cazul încălzirii la 1 220°C, dizolvarea nitrurilor și carbonitrurilor este totală; reprecipitarea acestora se va desăvîrși în cursul răcirii de după laminare, în timpul și după transformarea de fază $\gamma \rightleftarrows \alpha$, producînd o durificare prin precipitare a grăuntelui de ferită.

În raport cu valorile minime impuse pentru proprietățile mecanice, se constată că un ansamblu corespunzător se poate obține numai în cazul temperaturii de încălzire de maximum 1 150°C.

Concluzii

Experimentările efectuate în vederea fabricării industriale a tablelor groase din oțel X 70 au arătat necesitatea realizării unui oțel cu un conținut de sulf de maximum 0,0045 % și a unui înalt grad de puritate în incluziuni exo- și endogene, ca urmare a adoptării unor măsuri tehnologice adecvate pentru procesele de elaborare și turnare.

Obținerea în urma laminării a întregului ansamblu de proprietăți structurale și mecanice impus tablelor de calitate X 70 presupune stabilirea și controlul în limite de precizie foarte strînse al tuturor parametrilor tehnologici: temperatura de încălzire a bramelor; succesiunea operațiilor de deformare și recristalizare (schema de laminare); gradele și temperaturile de deformare; temperaturile de sfîrșit de laminare; gradele de deformare asociate temperaturii de sfîrșit de laminare.

Realizarea industrială a tablelor groase, de calitate X 70, cu restricțiile tehnologice impuse, de asigurare a nivelului calitativ necesită trecerea de la conducerea manuală la conducerea automată a procesului de fabricație, fiind posibilă astfel eliminarea surselor de eroare sau variație în limite largi a parametrilor tehnologici, cu consecințe pozitive asupra calității producției.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nakasugi, H., Matsuda, H. *Conference on Alloys for the '80's.* Climax Molibdenum Co, Ann Arbor, Michigan, iunie 1980, p. 213—224.

[2] Eiber, R. J., *Proceedings of 4-th Symposium on Line Pipe Research* AGA, noiembrie, 1969.

[3] Orton, P. J. *An Overview of Line Pipe.* Microalloying., Washington, 1—3 oct., 1975, p. 334.

[4] Brian, L., Jones, M. *Pipeline Design and Role of Regulations.* HSLA Conference, Philadelphia 1983.

[5] Rizescu, C. ș.a. *Aspecte privind realizarea la C. S. Galați a oțelurilor sudabile cu limita de curgere ridicată destinate construcțiilor metalice puternic solicitate.* Sesiunea Științifică a Academiei R.S.R., 1983

[6] Tadaaki, T., Kazuaki, M., Yasuo, K., Kenji, T. Isao, K. *Development of Super Jough Acicular Ferrite Steel for Line Pipe-Optimization of Carbon and Niobium Content in Low-Carbon Steel,* HSLA Conference, Philadelphia 1983.

[7] Lafrance, M. L. *Use of Microalloyed Steels in the Manufacture of Controlled-Rolled Plates for Pipe.* Microalloying, Washington, 1—3 oct., 1975, p. 367.

[8] Civallero, A. M. *Production of Large Diameter High-Strengh, Low-Alloy Pipe in Italy.* Microalloying, 1—3 oct. 1975, Washington, p. 451.

[9] Ianc P. ș.a. *Thermomechaical Processming of Microalloyed Austenite* The Metallurgical Society of AIME, Pittsburg, 1981, p. 361.

[10] Ianc P. ș.a. *Research Works on Niobium, Molybdenum and Vanadium Steels for Large Size Structural Pipelines* American Society for Metals, Philadelphia, 1983.

[11] Bufalini, P., Pontremoli, M. De Vito A. *Accelerated Cooling After Control Rolling of Linepipe Plates. Influence of Process Conditions on Microstructure and Mechanical Properties.* HSLA Conference, Philadelphia 1983.

[12] Feldmann, U., Freier, K., Kugler., J. Vlad, C.D. *Mechanical and Toughness Properties of Separation Free V HSLA Line Pipe Steels for Arctic Conditions.* HSLA Conference, Philadelphia 1983

[13] Cutchoon, M. C., Trumper, D. B., Embury, T w., J. D. *Controlled Rolling of Acicular Ferrite Plate.* Journée Internationale de Siderurgie, Paris, 4 oct. 1974.

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 2, 1987

Conjunctura pe anul 1987 a unor importante ramuri industriale consumatoare de oțel, p. 49 — Elementele însoțitoare din minereul de fier, din punctul de vedere al creșterii cerințelor de calitate, p. 53—Economisirea cocsului în instalațiile de aglomerare prin utilizarea concasoarelor cu valțuri plane, p. 59 — Importanța efectului Marangoni pentru procesele metalurgice, p. 66 — Încercări asupra fluxului de metal în distribuitoarele de turnare continuă, p. 67 — Controlul defectelor suprafeței bramelor turnate continuu calde, p. 72 — Instalația de turnare continuă a bramelor nr. 2 a firmei Hoogovens se află în curs de exploatare, p. 77 — Simpozionul „Laminarea produselor plate", p. 79 — Brichetarea la cald a prafului de filtru provenit de la elaborarea oțelului cu oxigen, p. 80 — Regenerarea amestecului acid provenit de la elaborarea oțelului superior, p. 85 — Creșterea cu 2,5 % pe an pînă în 1990 a economiei R.F.G., p. 87.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 3, 1987

Livrarea la termen și consecințele acesteia asupra infrastructurii de exploatare, p. 91 — Corelații între fabricarea benzii late la cald și proprietățile benzii late la rece, p. 95 — Instalație intermediară de încălzire cu inducție într-un laminor de sîrmă, p. 103— Instalație de electroeroziune pentru prelucrarea suprafeței cilindrilor de laminare la rece, p. 109 — Determinarea temperaturii Ar_3 în timpul simulării laminării la cald, cu un plastometru cu torsiune, p. 111 — Interschimbabilitatea vanadiului cu niobiul, în oțelul de scule pentru prelucrare la cald X40CrMoV51, p. 115 — Comportarea în timp îndelungat a oțelurilor refractare și a materialelor pentru temperaturi înalte, p. 122 — Stadiul dezvoltării turnării țaglelor din oțel pe o instalație de turnare Twin-Belt, p. 125 — Noi dezvoltări și propuneri pentru turnarea benzii din oțel, p. 129.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 4, 1987

Tendințele de dezvoltare a oțelurilor de masă și a oțelurilor de calitate, p. 143—Tendințele de dezvoltare a oțelurilor superioare, p. 151 — Aptitudinea încercării la torsiune pentru simularea laminării termomecanice.Posibilități pentru stabilirea proprietăților mecanice, p. 159 — Posibilități și limite de utilizare a tablei de oțel de rezistență superioară, utilizată în industria de automobile, p. 165 — Determinarea parametrilor unei instalații de deformare cu 12 caje pentru profile laminate, cu acționare individuală, p. 169 — Bilanțuri energetice și eficiența unei prese cu excentric de 2500 kN, p. 175.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 5, 1987

Economia R.F. Germania pe piața mondială : perspective, p. 189 — Utilizarea unor tehnici noi de acționare electrică în industria siderurgică, p. 193 — Sisteme de experți utilizate în tehnica de automatizare, p. 199 — Automatizarea controlului apei de răcire de la instalațiile de turnare continuă, p. 203 — Dezvoltarea sistemului de calculatoare în exploatare al laminorului pentru profile, p. 208 — Comportarea la frînare a dispozitivelor de manevră ale bifurcațiilor c.f. cu viteze reduse, p. 55 — Turnarea semifabricatelor cu secțiune rotundă în instalațiile de mare productivitate ale firmei Mannesmannröhren-Werke AG, p. 65 — Oțelăria cu convertizoare a combinatului siderurgic Eisenhüttenkombinat Ost, din R.D.G., p. 75 — Interschimbabilitatea cromului cu manganul în oțelul de prelucrare la cald X40CrMoV 51, p. 83 — Tîrgul de la Hanovra — automatizarea, p. 91.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 6, 1987

Evoluția numărului și structurii personalului din siderurgie începînd din anul 1970, p. 247 — Tehnici de răcire pentru tratamentul termic al materialelor, p. 251 — Recuperarea căldurii din procesele de cuptor cu considerarea răcirii produselor, p. 259 — Instalație de recoacere la alb pentru benzile de oțel inoxidabil și rezistent la acizi, p. 267 — Motoare-gaz Diesel — un mod de funcționare rentabil pentru acționări în uzinele siderurgice, p. 275 — Stadiul tehnic și tendințele de dezvoltare ale tehnicii de jurnal — Concluzii de la Congresul european „Elaborrea fontei" 1986, p. 281 — Piețele internaționale de devize, p. 81.

Dr. ing. A. T. Dumitrescu
ICEM
cib. I. Roșu
IFTM
și dr. mat. E. Soós
INCREST

Simularea numerică a extrudării la cald a produselor axial-simetrice

CZ: 621.777

În lucrare este prezentat un model de element finit al extrudării la cald a produselor axial-simetrice, împreună cu verificarea modelului, prin compararea rezultatelor numerice obținute cu cele determinate experimental, prin încercări realizate în condiții de laborator sau în condiții industriale.

Analiza efectuată arată că valorile calculate sînt în acord satisfăcător cu cele experimentale. Se constată totodată că modelul de element finit, spre deosebire de formulele de calcul curent utilizate în industrie, permite un studiu detaliat al întregului proces de deformare. Aceasta face posibilă determinarea influenței diferiților parametri tehnologici.

În prima parte a lucrării se prezintă pe scurt modelul de element finit și procedeul de calcul utilizat. Pentru detalii, pot fi consultate lucrările [1] — [6].

În a doua parte a lucrării, se prezintă comparativ evoluția presiunii de extrudare, determinată pe baza modelului, respectiv prin încercări de laborator realizate de Hughes, Nair, Sellars și Gupta [7], [8].

În continuare, s-a analizat influența temperaturii de scoatere din cuptor, a gradului de reducere și a semiunghiului matriței asupra evoluției forței de extrudare în zona stabilizată. De asemenea, s-a determinat evoluția cîmpului termic în interiorul materialului în cursul întregului proces de extrudare la cald. Modelul de element finit permite determinarea evoluției intensității deformației, a intensității vitezei de deformație și a intensității tensiunii în tot cursul procesului de extrudare și în orice zonă a materialului extrudat. Aceasta permite aplicarea unor criterii de rupere, ceea ce face posibilă alegerea parametrilor tehnologici în așa fel încît să se evite apariția defectelor în produsul extrudat.

În ultima parte a lucrării s-au comparat valorile forței de extrudare (în zona staționară) obținute cu modelul de element finit, respectiv cu unele formule de calcul semiempirice. Se constată că în unele cazuri rezultatele sînt comparabile, în altele diferențele sînt foarte mari. Întrucît modelul de element finit a fost confirmat de datele experimentale, se impune în consecință o mare prudență în alegerea formulelor semiempirice de calcul.

Formularea problemei inițiale și la limită

La deformarea plastică la cald a metalelor, viteza de deformație elastică în general este neglijabilă în comparație cu cea plastică. În consecință, se va identifica tensorul vitezelor de deformație :

$$\underset{\sim}{D} = \frac{1}{2}(\operatorname{grad} \underset{\sim}{v} + (\operatorname{grad} \underset{\sim}{v})^T), \tag{1}$$

cu tensorul vitezelor de deformație plastică. În această relație $\underset{\sim}{v} = \underset{\sim}{v}(\underset{\sim}{x}, t)$ a desemnat cîmpul de viteze, dependent de locul $\underset{\sim}{x}$ ocupat de o particulă la momentul curent t. Se va admite că materialul este incompresibil, deci se impune *condiția cinematică* :

$$\operatorname{tr} \underset{\sim}{D} = \operatorname{div} \underset{\sim}{v} = 0. \tag{2}$$

Neglijînd forțele masice și efectele inerțiale, tensorul tensiune al lui Cauchy trebuie să satisfacă *ecuația de echilibru* :

$$\operatorname{div} \underset{\sim}{T} = \rho. \tag{3}$$

Evoluția temperaturii absolute θ este guvernată de *ecuația de propagare a căldurii* :

$$\rho c \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t} = \underset{\sim}{T} \cdot \underset{\sim}{D} - \operatorname{div} \underset{\sim}{q}, \tag{4}$$

unde ρ este densitatea de masă, c — căldura specifică, iar $\underset{\sim}{q}$ — vectorul flux de căldură. În (4) $\mathrm{d}/\mathrm{d}t$ este derivata temporală materială :

$$\frac{\mathrm{d}(\cdot)}{\mathrm{d}t} = \frac{\partial(\cdot)}{\partial t} + \underset{\sim}{v} \cdot \operatorname{grad}(\cdot) \tag{5}$$

Ecuațiile generale de cîmp (1) — (4) sînt completate cu *ecuațiile constitutive* și de *evoluție*, specificînd materialul avut în vedere :

$$\underset{\sim}{T} = p\underset{\sim}{I} + \frac{2}{3}\frac{\sigma}{\dot{\varepsilon}}\underset{\sim}{D}, \tag{6}$$

$$\underset{\sim}{q} = -k \operatorname{grad} \theta, \tag{7}$$

$$\frac{\mathrm{d}\varepsilon}{\mathrm{d}t} = \frac{\partial \varepsilon}{\partial t} + \underset{\sim}{v} \cdot \operatorname{grad} \varepsilon = \dot{\varepsilon} \tag{8}$$

unde intensitatea tensiunii σ și intensitatea vitezei de deformație (plastice) $\dot{\varepsilon}$ sînt date de :

$$\sigma = (3/2\ \underset{\sim}{T}' \cdot \underset{\sim}{T}')^{1/2},\ \dot{\varepsilon} = (2/3\ \underset{\sim}{D} \cdot \underset{\sim}{D})^{1/2}, \qquad (9)$$

$$\underset{\sim}{T}' = \underset{\sim}{T} - p\underset{\sim}{I},\ \ p = 1/3\ \mathrm{tr}\ \underset{\sim}{T}, \qquad (10)$$

$\underset{\sim}{T}'$ reprezentînd deviatorul tensorului tensiune, iar p — tensiunea medie (presiune hidrostatică). Relația (7) exprimă legea lui Fourier, k fiind coeficientul de conductibilitate termică a materialului. Se accentuează faptul că ecuația de evoluție (8) este utilizabilă numai în regimul de încărcare continuă ($\dot{\varepsilon} > 0$). Intensitatea tensiunii σ este o funcție de $\dot{\varepsilon}$, de θ și de intensitatea deformației viscoplastice ε :

$$\sigma = \sigma(\dot{\varepsilon},\ \theta,\ \varepsilon); \qquad (11)$$

această dependență se poate stabili prin experiențe de răsucire la cald [1].

Se presupune că, la momentul curent t, domeniul Ω_t ocupat de materialul supus deformării poate fi împărțit într-o *zonă rigidă* Ω_r în care $\underset{\sim}{D} = \underset{\sim}{o}$ și într-o zonă fixă de deformație viscoplastică Ω limitată de suprafața Σ, în care $\underset{\sim}{D} \neq \underset{\sim}{o}$.

În consecință, din (1) — (11) rezultă că pentru orice $\underset{\sim}{x} \in \Omega$ la oricare moment t trebuie să fie satisfăcute următoarele *ecuații de cîmp* :

$$\underset{\sim}{D} = \frac{1}{2}(\mathrm{grad}\ \underset{\sim}{v} + (\mathrm{grad}\ \underset{\sim}{v})^T),$$

$$\mathrm{tr}\ \underset{\sim}{D} = \mathrm{div}\ \underset{\sim}{v} = 0, \qquad (12)$$

$$\mathrm{div}\ \underset{\sim}{T} = \underset{\sim}{o},\ \underset{\sim}{T} = p\underset{\sim}{I} + \frac{2}{3}\frac{\sigma}{\dot{\varepsilon}}\underset{\sim}{D},$$

$$\sigma = \sigma(\dot{\varepsilon},\ \theta,\ \varepsilon), \qquad (13)$$

$$\rho c \frac{\mathrm{d}\theta}{\mathrm{d}t} = \rho c \left(\frac{\partial \theta}{\partial t} + \underset{\sim}{v} \cdot \mathrm{grad}\,\theta\right) =$$

$$= \sigma\varepsilon + \mathrm{div}\ (\mathrm{k\ grad}\ \theta), \qquad (14)$$

$$\frac{\mathrm{d}\varepsilon}{\mathrm{d}t} = \dot{\varepsilon} \qquad (15)$$

Folosind $(12)_1$ $(13)_{2,3}$ și (9) pentru a elimina pe $\underset{\sim}{T}$ și pe $\underset{\sim}{D}$ din aceste ecuații de cîmp, se obțin șase ecuații scalare pentru determinarea celor trei cîmpuri scalare p, θ, ε și a cîmpului vectorial $\underset{\sim}{v}$ al vitezelor, ca funcție de locul curent $\underset{\sim}{x}$ și de momentul curent t.

Acest sistem al ecuațiilor de cîmp trebuie completat cu *condiții la limită și condiții inițiale.*

Se admite că frontiera Σ poate fi descompusă în trei părți disjuncte Σ_v, pe care se dă viteza v, Σ_σ — pe care se dă tracțiunea $\underset{\sim}{t}$ superficială și Σ_τ — pe care se dă componenta normală v_n a vitezei și componenta tangențială $\underset{\sim}{t}_\tau$ a tracțiunii superficiale. Există, deci, următoarele *condiții la limită mecanice* :

$$\underset{\sim}{v} = \underset{\sim}{v}^* \ \text{pe}\ \Sigma_v;\ \underset{\sim}{t} = \underset{\sim}{T}\underset{\sim}{n} = \underset{\sim}{t}^* \ \text{pe}\ \Sigma_\sigma;$$

$$v_n = \underset{\sim}{v} \cdot \underset{\sim}{n} = \mu^*,\ \underset{\sim}{t}_\tau = \underset{\sim}{t}_\tau^* \ \text{pe}\ \Sigma_\tau, \qquad (16)$$

unde $\underset{\sim}{n}$ este normala exterioară unitară pe Σ, iar $\underset{\sim}{v}^*$, $\underset{\sim}{t}^*$, v^* și $\underset{\sim}{t}_\tau^*$ sînt funcții date, dependente de $\underset{\sim}{x} \in \Sigma$ și de t. În $(16)_4$ $\underset{\sim}{t}_\tau^*$ reprezintă forța de frecare între sculă și material și se presupune că :

$$\underset{\sim}{t}_\tau^* = -\tau^* \underset{\sim}{l},\ \tau^* = m\sigma/\sqrt{3}, \qquad (17)$$

$\underset{\sim}{l}$ fiind versorul dat al componentei tangențiale a vitezei relative între sculă și material iar $m \in [0, 1]$ un coeficient de frecare viscoplastică.

De asemenea, se presupune că Σ poate fi descompusă în alte trei părți disjuncte Σ_θ, pe care se dă temperatura θ, Σ_q — pe care se dă fluxul q și Σ_e — pe care se dă fluxul de căldură ca funcție de temperatura superficială a corpului și de temperatura efectivă $\bar{\theta}$ a mediului înconjurător. Deci, apar următoarele *condiții la limită termice* :

$$\theta = \theta^* \ \text{pe}\ \Sigma_\theta;\ q = \underset{\sim}{q} \cdot \underset{\sim}{n} = -k\frac{\partial \theta}{\partial \underset{\sim}{n}} \ \text{pe}\ \Sigma_q,$$

$$q = \underset{\sim}{q} \cdot \underset{\sim}{n} = a(\theta - \bar{\theta}) \ \text{pe}\ \Sigma_e \qquad (18)$$

unde a este un coeficient *echivalent* al transferului de căldură prin convecție, avînd expresia :

$$a = a_c + a_r(\theta + \bar{\theta})(\theta^2 + \bar{\theta}^2), \qquad (19)$$

a_c și a_r reprezentînd coeficienții de transfer prin convecție, respectiv prin radiație.

Deci, *condițiile inițiale* care trebuie să fie satisfăcute pentru $\underset{\sim}{x} \in \Omega$, la momentul inițial t_0, au forma :

$$\theta = \theta_0,\ \varepsilon = \varepsilon_0 \ \text{pentru}\ t = t_0, \qquad (20)$$

θ_0 și ε_0 fiind funcții date de $\underset{\sim}{x} \in \Omega$.

În încheierea acestui paragraf, se mai precizează că ρ, c, k nu sînt mărimi constante, ci funcții cunoscute, dependente de temperatura absolută θ. Alte detalii privind formularea problemei la limită sînt prezentate în [5] și [6].

Descrierea procesului și ipotezele simplificatoare adoptate

Înainte de extrudare, calupul este încălzit într-un cuptor la o temperatură uniformă θ_{sc}. Se presupune că momentul inițial $t = 0$ coincide cu momentul scoaterii calupului din cuptor. După acest moment, calupul este lubrifiat și introdus în conteinerul presei de extrudare. În timpul preumplerii, calupul cald vine în contact cu suprafața relativ rece a conteinerului, ceea ce produce o răcire bruscă a calupului, fapt de care se ține seamă în modelare. Timpul de transfer, adică intervalul dintre scoaterea din cuptor și începutul extrudării, este notat cu t_t. Fie R_t, R_d, l_i valorile inițiale ale razei exterioare, interioare, respectiv ale lungimii calupului. Pentru simplificare, se presupune că 2 R_t este egal cu diametrul interior al conteinerului, iar 2 R_d este egal cu diametrul dornului. După începerea preumplerii, pistonul avansează cu viteza constantă prescrisă v_t. Extrudarea ia sfîrșit la momentul :

$$t_M = t_t + (l_i + l_m - l_r)/v_t, \qquad (21)$$

unde l_m și l_r reprezintă lungimea axială a matriței, respectiv a restului de extrudare.

Pentru modelarea matematică a procesului de extrudare la cald a produselor axial-simetrice (bare, țevi) se adoptă următoarele ipoteze simplificatoare :

În acord cu considerațiile generale din paragraful precedent, se admite că domeniul Ω_t, ocupat de calup la momentul curent $t \geqslant t_t$,

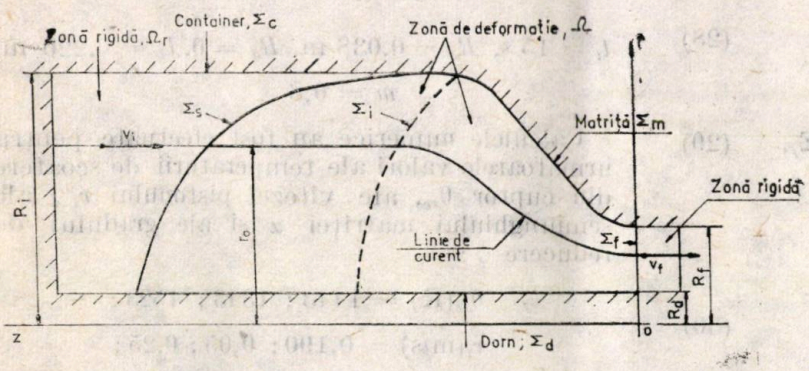


Fig. 1. Reprezentarea schematică a procesului de extrudare — în cazul unui produs axial-simetric

este divizat într-o zonă rigidă Ω_r și o zonă fixă de deformație Ω (fig. 1), cele două domenii fiind separate de suprafața fixă Σ_s, avînd ecuația :

$$z = z_s(r), \quad r \in [R_d, R_t]. \qquad (22)$$

Această ipoteză este în acord cu acele rezultate experimentale care arată că, în zona situată la o distanță mai mare decît $3R_i$ de la matriță, materialul rămîne nedeformat în timpul extrudării. Mai mult, pentru ca să se evite dificultățile legate de luarea în considerare a modificării suprafeței libere a produsului extrudat, la începutul acestui proces, se va face doar studiul evoluției parametrilor cinematici și dinamici în intervalul de timp $[t_u, t_m]$, unde t_u reprezintă momentul umplerii complete a matriței. Tocmai din acest motiv, se poate considera că zona de deformație este fixă, limitată în dreapta (fig. 1) de suprafața plană Σ_f, de ecuație $z=0$.

Pentru determinarea evoluției cîmpului termic în zona rigidă Ω_r, se presupune că materialul este un solid rigid de lungime *constantă* l_i și se modifică în mod corespunzător condițiile la limită termice în tot intervalul de timp $[0, t_M]$. Pentru detalii, cititorul este rugat să consulte lucrarea [4], în care se dă formularea matematică exactă a problemei la limită, împreună cu rezolvarea numerică a acesteia, prin utilizarea metodei elementului finit. Analiza rezultatelor obținute a arătat că în zona centrală a calupului (la distanță suficient de mare de capetele sale) variația axială a temperaturii este neglijabilă, așa încît evoluția spațiotemporală a cîmpului termic în Ω_r poate fi descrisă printr-o relație de forma :

$$\theta = \tilde{\theta}(r, t), \qquad (23)$$

$\tilde{\theta}(r, t)$ fiind o dependență numeric determinată în [4]. Mai mult, deoarece gradienții axiali de temperatură sînt importanți numai la capătul din față, care părăsește matrița înainte de momentul t_u, și la capătul din spate, care rămîne ca rest de extrudare, se va adopta (23) ca reprezentînd *condiția la limită termică* pe suprafața de separație Σ_s.

În cazul extrudării țevilor, gaura centrală a calupului este practic izolată din punct de vedere termic și își menține temperatura inițială, relativ mare. În consecință, fluxul termic prin suprafața interioară Σ_d a calupului este neglijabil. De asemenea, se va neglija frecarea între calup și dorn. Aceste două ipoteze permit să se trateze în același mod cazul extrudării barelor ($R_d = 0$) și cel al țevilor ($R_d > 0$), deoarece în cazul barelor anularea fluxului radial de căl-

dură, a vitezei radiale și a tensiunii tangențiale pentru $R_d = 0$ rezultă din simetria axială a problemei.

Se va neglija fluxul de căldură axial prin Σ_f și se va admite că materialul extrudat se deplasează rigid, cu viteză axială constantă v_f; valoarea acesteia poate fi obținută din relația:

$$v_f = \psi\, v_i, \tag{24}$$

unde

$$\psi = (R_i^2 - R_d^2)/(R_f^2 - R_d^2), \tag{25}$$

R_f fiind raza exterioară a produsului extrudat.

Condițiile la limită specifice procesului de extrudare la cald a produselor axial-simetrice care are loc în domeniul Ω, în intervalul de timp $[t_u, t_M]$, pot fi obținute din forma lor generală (16), (17), (18), (19), luînd în considerare ipotezele simplificatoare.

Se observă că (fig. 1):

$$\Sigma_c = \Sigma_s \cup \Sigma_f,\ \Sigma_\sigma = \emptyset,\ \Sigma_\tau = \Sigma_c \cup \Sigma_m \cup \Sigma_d, \tag{26}$$

$$\Sigma_\theta = \Sigma_s,\ \Sigma_q = \Sigma_d \cup \Sigma_f,\ \Sigma_\theta = \Sigma_c \cup \Sigma_m,$$

unde Σ_m este suprafața matriței, iar Σ_c reprezintă acea parte a suprafeței interioare a conteinerului care este în contact cu materialul care se deformează. De asemenea, rezultă:

$$\underset{\sim}{v}^* = -\, v_i\, \underset{\sim}{e}_z \text{ pe } \Sigma_s,\ \underset{\sim}{v}^* = -\, v_f\, \underset{\sim}{e}_z \text{ pe } \Sigma_f,$$

$$v^* = 0 \text{ pe } \Sigma_c \cup \Sigma_m \cup \Sigma_d, \tag{27}$$

$$\tau^* = \begin{cases} m_c \sigma/\sqrt{3} & \text{pe } \Sigma_c, \\ m_m \sigma/\sqrt{3} & \text{pe } \Sigma_m, \\ 0 & \text{pe } \Sigma_d, \end{cases} \tag{28}$$

$$\theta^* = \tilde{\theta}(r, t) \text{ pe } \Sigma_s,\ q = 0 \text{ pe } \Sigma_d \cup \Sigma_f, \tag{29}$$

$$k \frac{\partial \theta}{\partial n} = -\, a(\theta - \bar{\theta}), \text{ unde}$$

$$\begin{cases} a = a_c,\ \theta = \bar{\theta}_c \text{ pe } \Sigma_c, \\ a = a_m,\ \theta = \bar{\theta}_m \text{ pe } \Sigma_m, \end{cases} \tag{30}$$

unde $\underset{\sim}{e}_z$ este versorul axei z, m_c și m_m, a_c și a_m, $\bar{\theta}_c$ și $\bar{\theta}_m$ sînt valorile coeficienților de frecare vîscoplastică, ale coeficienților echivalenți de transfer de căldură și ale temperaturilor prescrise, corespunzătoare conteinerului, respectiv matriței.

Valorile parametrilor și metoda numerică de rezolvare

Pentru verificarea și validarea modelului, s-a rezolvat numeric problema la limita corespunzătoare extrudării la cald a unei bare circulare din oțel inoxidabil AISI 316 L. Proprietățile specifice acestui material sînt date de următoarele relații [1], [6]:

$$\rho\,(\mathrm{kgm^{-3}}) = 8200 - 0{,}5\,\theta,$$

$$c\,(\mathrm{Jkg^{-1}\,K^{-1}}) = 587{,}8 + 0{,}0683\,\theta,$$

$$k(\mathrm{Wm^{-1}\,K^{-1}}) = 17{,}1 + 0{,}011\,\theta,$$

$$a = a_c = a_m = 11\ \mathrm{kWm^{-2}\,K^{-1}},\quad \bar{\theta} = 783\ \mathrm{K},$$

$$\sigma(\mathrm{MPa}) =$$

$$= \begin{cases} [a_0 + c_0(1 - e^{-n_0 \varepsilon})]\operatorname{arcsh}(Z/2b_0) & \text{pentru } Z \leqslant Z_1 \\ \sigma_1^* + c_0(1 - e^{-n_0 \varepsilon})\operatorname{arcsh}(Z/2b_0) & \text{pentru } Z > Z_1, \end{cases}$$

unde:

$$Z = \dot{\varepsilon}\, \exp\,(Q/R\,\theta)$$

reprezintă parametrul lui Zener-Hollomon și

$$Q = 499\ \mathrm{kJ/mol.},\quad R = 8{,}314\ \mathrm{J/mol\ K},$$

$$b_0 = 5{,}43 \times 10^{15}\ \mathrm{s^{-1}},\quad a_0 = 10{,}07\ \mathrm{MPa},$$

$$c_0 = 11{,}13\ \mathrm{MPa},\quad n_0 = 3{,}86,$$

iar:

$$Z_1 = 7{,}6 \times 10^{20}\ \mathrm{s^{-1}} \text{ și } \sigma_1^* = 121{,}24\ \mathrm{MPa}$$

reprezintă două valori-limită care definesc tranziția de la curgerea termică la cea atermică. Timpul de transfer, dimensiunile calupului și coeficientul de frecare sînt date de:

$$t_t = 15\ \mathrm{s},\ R_i = 0{,}038\ \mathrm{m},\ R_d = 0,\ l_i = 0{,}220\ \mathrm{m},$$

$$m = 0{,}8$$

Calculele numerice au fost efectuate pentru următoarele valori ale temperaturii de scoatere din cuptor θ_{sc}, ale vitezei pistonului v_i, ale semiunghiului matriței α și ale gradului de reducere ψ:

$$\theta_{sc}(\mathrm{K}) = 1443\,;\ 1343\,;\ 1523\,;$$

$$v_i(\mathrm{m/s}) = 0{,}190;\ 0{,}05\,;\ 0{,}25\,;$$

$$\alpha^\circ = 60\,;\ 30\,;\ 45\,;\ 50\,;\ 70\,;\ 85\,;\ 89\,;$$

$$\psi = 16\,;\ 4{,}72\,;\ 9\,;\ 25\,;$$

Valorile parametrilor t_t, R_i, R_d, l_i, m, ca și primele valori ale parametrilor θ_{sc}, v_i, α și ψ coincid cu cele corespunzătoare condițiilor experimentale utilizate de Gupta, Hughes, Nair și Sellars [7], [8]. Această alegere a permis compararea rezultatelor numerice cu cele experimentale.

Figura 2 reprezintă geometria calupului și a barei extrudate împreună cu rețeaua de elemente finite generată prin utilizarea liniilor de

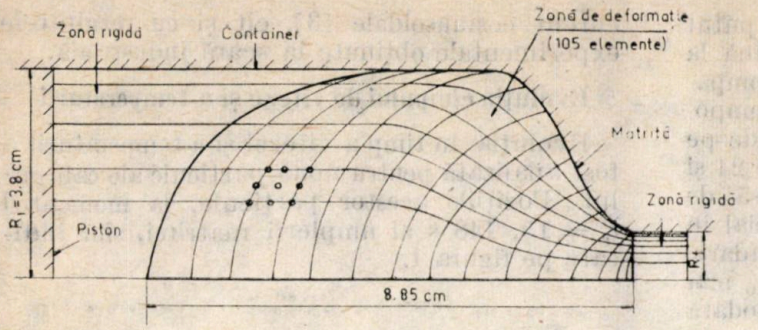
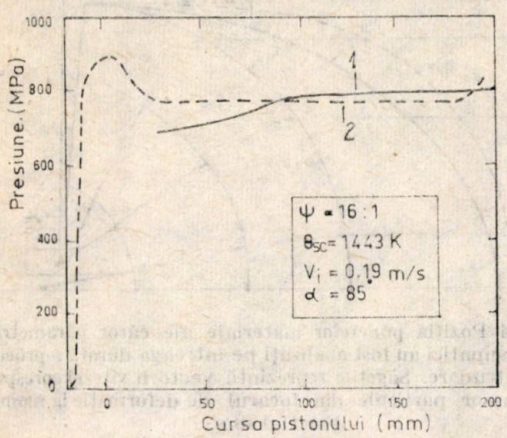
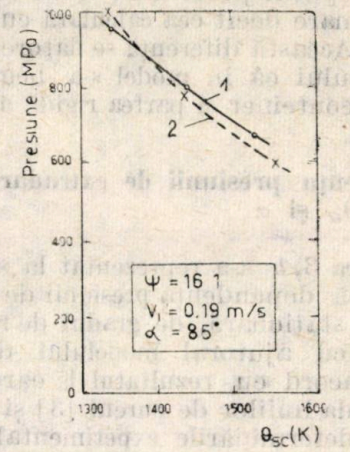


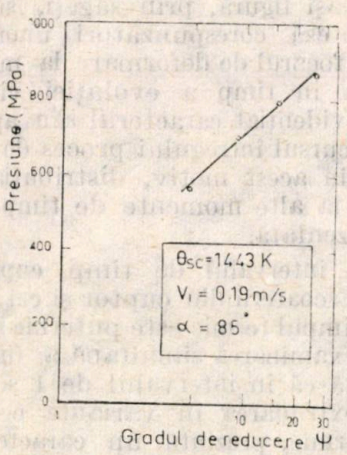
Fig. 2 Extrudarea unei bare axial-simetrice ($\psi = 16$, $\alpha = 60°$, Rf = 0,0095 m). Rețeaua de elemente finite este aleasă pe baza liniilor de curent cosinusoidale



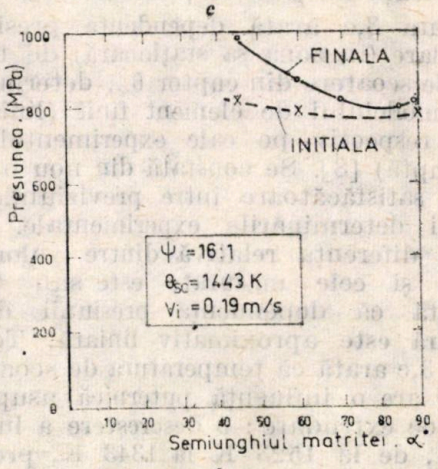
a



c



b



d

Fig. 3. Variația presiunii medii de extrudare ($\bar{p}$) în funcție de: *a* — cursa pistonului [7]; *b* — gradul de reducere — ψ; *c* — temperatura de scoatere din cuptor — θ_{sc} [8]; *d* — valorile semiunghiului matriței — α[8]; *1* — valori calculate; *2* — valori experimentale

curent cosinusoidale [2], [3]. În calculele numerice, s-au utilizat elemente dreptunghiulare lagrangeene izoparametrice cu nouă noduri, funcțiile de formă folosite fiind bipătratice. Elementele matricei de rigiditate au fost obținute cu ajutorul metodei de integrare de tip Gauss-Legendre [4] — [6]. Pentru calcularea numerică a forței de extrudare F și a presiunii de extrudare $\bar{p} = F/\pi R_i^2$, s-a utilizat ecuația de bilanț a puterii disipate [6]:

$$Fv_i - \int_\Omega \underset{\sim}{T} \cdot \underset{\sim}{D}\, d\omega + \int_{\Sigma_\tau} \underset{\sim}{t}^*_\tau \cdot \underset{\sim}{v}_\tau\, d\Sigma. \qquad (31)$$

Compararea valorilor calculate ale presiunii de extrudare cu cele determinate experimental

Figura 3, *a* arată, comparativ, evoluția presiunii medii de extrudare $\bar{p} = F/\pi R_i^2$ în funcție de deplasarea pistonului după preumplere. Linia continuă reprezintă valorile calculate pe baza modelului matematic, iar linia întreruptă — valorile experimentale, determinate de Hughes, Nair și Sellars [7].

Întrucît modelul se poate aplica numai din momentul în care capătul semifabricatului părăsește matrița (aproximativ la 0,148 s după

preumplere), valorile presiunii medii au putut fi calculate numai din acest moment pînă la terminarea extrudării. În consecinţă, comparaţia s-a putut face numai în intervalul temporal precizat. Acestui interval îi corespunde pe figura 3, *a* intervalul spaţial cuprins între 24 şi 190 mm, reprezentînd distanţa parcursă de piston. Acordul este satisfăcător, în special în partea staţionară a presiunii de extrudare, unde valoarea calculată este doar cu 4% mai mare decît cea măsurată. Se constată totodată că, la începutul procesului, valoarea măsurată este mai mare decît cea calculată cu aproximativ 10%. Această diferenţă se datoreşte în principal faptului că în model s-a neglijat frecarea între conteiner şi partea rigidă a calupului.

Dependenţa presiunii de extrudare de parametrii ψ, θ_{sc} şi α

În figura 3, *b* s-a reprezentat la scară semilogaritmică dependenţa presiunii de extrudare, în zona sa staţionară, de gradul de reducere ψ, obţinută cu ajutorul modelului de element finit. În acord cu rezultatul la care s-a ajuns prin metoda liniilor de curent [3] şi în concordanţă cu determinările experimentale [7], [8], dependenţa lui $\bar{p}$ de ln ψ este liniară.

Figura 3,c arată dependenţa presiunii de extrudare (în zona sa staţionară) de temperatura de scoatere din cuptor θ_{sc}, determinată pe baza modelului de element finit (linia continuă), respectiv pe cale experimentală (linia întreruptă) [8]. Se constată din nou o concordanţă satisfăcătoare între previziunile teoretice şi determinările experimentale. Într-adevăr, diferenţa relativă dintre valorile calculate şi cele măsurate este sub 6%. Se constată că dependenţa presiunii de temperatură este aproximativ liniară. Totodată, figura 3,c arată că temperatura de scoatere din cuptor are o influenţă puternică asupra presiunii de extrudare : o descreştere a lui θ_{sc} cu 180 K, de la 1523 K la 1343 K, produce o creştere de 42% a presiunii de extrudare.

Figura 3, d reprezintă dependenţa presiunii de extrudare de semiunghiul α al matriţei. Cu linie continuă s-au reprezentat valorile calculate ale presiunii (în zona staţionară), iar cu linia punctată valorile iniţiale, măsurate, ale presiunii [8]. Din lipsa datelor experimentale, nu se poate realiza o comparaţie directă în acest caz, deoarece în [8] se dau numai valorile măsurate pentru mărimea iniţială, maximă, ale presiunii de extrudare. Cu toate acestea, se constată un acord satisfăcător, atît în privinţa formei dependenţei cît şi în ceea ce priveşte ordinul de mărime. Este, de asemenea, remarcabil faptul că dependenţa $\bar{p} - \alpha$ prezintă un minim pentru $\alpha = 85°$, în perfect acord atît cu rezultatele obţinute prin metoda liniilor de curent cosinusoidale [3], cît şi cu rezultatele experimentale obţinute la scară industrială.

Evoluţia cîmpului de viteze şi a temperaturii

Evoluţia în timp a vitezei şi a temperaturii a fost analizată pentru nouă particule ale calupului. Poziţiile acestor particule, la momentul $t_u = 15,148$ s al umplerii matriţei, sînt indicate pe figura 4.

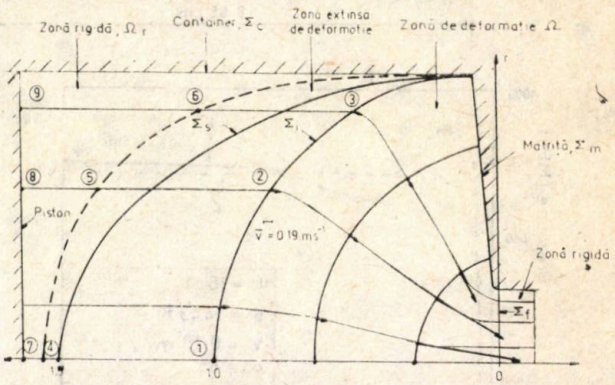


Fig. 4 Poziţia punctelor materiale ale căror parametri termocinematici au fost analizaţi pe întreaga durată a procesului de extrudare. Săgeţile reprezintă vectorii vitezei corespunzători unor particule din focarul de deformaţie la momentul $t = 15,148$ s

Pe aceeaşi figură, prin săgeţi, sînt indicaţi vectorii-viteză corespunzători unor particule situate în focarul de deformare la momentul t_u. Urmărirea în timp a evoluţiei cîmpului de viteze a evidenţiat caracterul său aproape staţionar în cursul întregului proces de extrudare. Tocmai din acest motiv, distribuţia cîmpului de viteze la alte momente de timp nu a mai fost reprezentată.

Deşi în intervalul de timp cuprins între momentul scoaterii din cuptor şi cel al umplerii matriţei cîmpul termic este puternic nestaţionar [4], [7], examinarea simultană a figurilor 8, 9 şi 10 arată că în intervalul de 1 secundă, cît durează extrudarea în varianta cercetată, şi cîmpul termic, prezintă un caracter aproape staţionar. Procesul, desfăşurîndu-se cu viteză foarte mare, are caracter adiabatic şi lucrul mecanic plastic de deformare în întregime se transformă în căldură. Aceasta duce la o egalizare a temperaturilor finale ale particulelor, independent de temperaturile lor cu care intră în zona de deformare, ceea ce se poate observa cu uşurinţă din rezultatele numerice prezentate în figura 5.

Compararea valorilor forţei de extrudare, determinate pe baza modelului, cu ajutorul unor formule de calcul uzuale

În acest paragraf, se vor compara valorile ce se obţin pentru forţa de extrudare la cald a barelor cu ajutorul unor formule semiempirice folosite curent în producţie, cu valorile maxime ale aceloraşi forţe determinate cu modelul de ele-

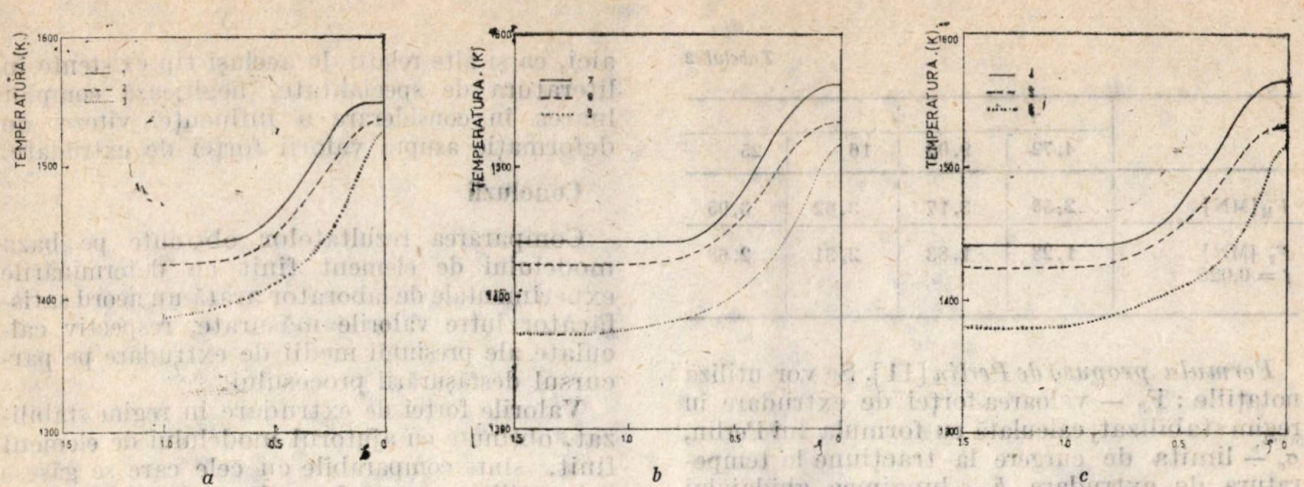


Fig. 5. Evoluția temperaturii pentru : *a* — particulele 1, 2, 3 pînă la ieșirea lor din focarul de deformare ($\xi = 0$) ; *b* — particulele 4, 5, 6 din momentul traversării suprafeței Σ_f ($\xi = 1{,}5$) pînă în momentul traversării suprafeței Σ_s ($\xi = 0$) ; *c* — particulele 7, 8, 9 în cursul traversării zonei de deformare

ment finit în domeniul staționar al forței de extrudare.

Formula de calcul propusă de Sejournet [9]. Se vor utiliza următoarele notații : F_1 — valoarea forței de extrudare în regim stabilizat, calculată cu formula propusă de Sejournet, σ_d — rezistența la deformare, dependentă de temperatura de extrudare la cald, determinată experimental prin încercări de extrudare la cald, utilizîndu-se ca lubrifiant sticla, f — coeficientul de frecare coulombian între semifabricat și sculă și F_M — valoarea maximă a forței de extrudare în regim stabilizat, calculată cu modelul de element finit (fig. 3,b).

Formula de calcul propusă de Sejournet, cu notațiile precizate, în cazul extrudării barelor se scrie astfel :

$$F_1[\mathrm{MN}] = \pi R_i^2 \sigma \, e^{\frac{2fl_i}{R_i}} \ln \psi \qquad (32)$$

Se observă că formula (32) neglijează dependența lui F_1 de viteza de extrudare, iar dependența de temperatură este luată în considerare numai prin valorile experimental determinate ale rezistenței la deformare σ_d.

Parametrii tehnologici luați în considerație în modelul de element finit, pentru comparație, au următoarele valori : $R_i = 0{,}038$ m, $l_i = 0{,}220$ m, $v_i = 0{,}19$ m s, $\alpha = 85°$, $\theta_{sc} = 1443$ K. Mărimea $\sigma_d = 284$ MPa, determinată prin încercări la scară industrială, corespunde acelorași valori ale lui α și ale temperaturii de extrudare $\theta_e = 1453$ K.

Tabelul 1

	ψ			
	4,72	9	16	25
F_M [MN]	2,58	3,17	3,62	3,95
F_1 [MN] $f = 0{,}015$	2,38	3,37	4,25	4,94
F_1 [MN] $f = 0{,}025$	2,64	3,74	4,72	5,48

În tabelul 1 sînt date valorile lui F_M și F_1 pentru patru valori diferite ale gradului de reducere ψ și pentru două valori ale coeficientului de frecare f.

Rezultatele din tabelul 1 arată că formula lui Sejournet dă o *supraevaluare* a forței de extrudare, mai ales pentru valori mai mari ale gradului de reducere.

Formula de calcul propusă de Prozorov [10]. Notațiile utilizate au următoarea semnificație : F_2 — valoarea forței de extrudare, în regim stabilizat, calculată cu formula lui Prozorov, σ_r — rezistența la rupere a materialului la temperatura de extrudare, determinată prin încercări la tracțiune, C — coeficient numeric, cu valori între 4 și 6, determinat prin încercări la scară industrială.

Formula de calcul propusă de Prozorov în cazul extrudării la cald a barelor are forma :

$$F_2[\mathrm{MN}] = \pi R_i^2 \mathrm{C} \, \sigma_r \left(1 + \mathrm{f} \frac{l_i}{2R_i}\right) \ln \psi \qquad (33)$$

Această formulă se utilizează pentru $f \geq 0{,}02$, deci lubrifianți diferiți de sticlă.

Întrucît valorile lui σ_r sînt date în tabele numai pentru temperaturi egale cu 1373 și 1473 K, pentru comparație s-a dedus prin interpolare liniară valoarea lui σ_r, corespunzătoare temperaturii $\theta_{sc} = 1443$ K, obținînd astfel $\sigma_r = 28{,}7$ MPa. Valorile lui R_i, l_i, v_i, α luate în considerare sînt egale cu cele folosite în cazul (a), iar pentru coeficientul de frecare s-a utilizat valoarea $f = 0{,}025$.

În tabelul 2 sînt date mărimile lui F_M și F_2 pentru patru valori ale gradului de reducere și pentru coeficientul numeric C = 6.

Rezultatele din tabelul 2 arată că formula lui Prozorov dă o *subevaluare* a forței de extrudare, pentru toate valorile luate în considerare ale gradului de reducere.

Tabelul 2

	ψ			
	4,72	9,00	16	25
F_M[MN]	2,58	3,17	3,62	3,95
F_3 [MN] $f = 0{,}025$	1,28	1,83	2,31	2,68

Formula propusă de Perlin [11]. Se vor utiliza notaţiile : F_3 — valoarea forţei de extrudare în regim stabilizat, calculată cu formula lui Perlin, σ_c — limita de curgere la tracţiune la temperatura de extrudare, h — lungimea ghidajului cilindric al matriţei.

Formula de calcul propusă de Perlin în cazul extrudării la cald a barelor are forma :

$$F_3[\mathrm{MN}] = \pi R_i^2 \sigma_c \left[2f \left(\frac{l_1}{R_i} + \frac{h}{R_f} \right) + \right.$$

$$\left. + \left(\frac{2}{i + \cos\alpha} + \frac{f}{\sin\alpha} \right) \ln \psi \right] . \qquad (34)$$

În calcule, pentru estimarea limitei de curgere, s-a folosit relaţia aproximativă $\sigma_c = 0{,}9\ \sigma_r$; în acest mod, $\sigma_c = 25{,}8$ MPa. Pentru h s-a utilizat valoarea $h = 0{,}02$ m ; valorile celorlalţi parametri care apar în (34) coincid cu cele considerate în cazurile (a) şi (b) ; în particular $\alpha = 85°$; evident $R_f = R_i/\sqrt{\psi}$.

În tabelul 3 sînt date mărimile lui F_M şi F_3 în funcţie de gradul de reducere ψ, pentru două valori ale coeficientului de frecare $f = 0{,}015$; 0,025.

Tabelul 3

	ψ			
	4,72	9	16	25
F_M[MN]	2,58	3,17	3,62	3,95
F_3 [MN] $f = 0{,}015$	0,34	0,48	0,61	0,71
F_3 [MN] $f = 0{,}025$	0,35	0,49	0,62	0,72

Din tabelul 3 rezultă evident că formula lui Perlin dă valori ale forţei de extrudare care sînt cu un ordin de mărime mai mici decît cele reale. De altfel, probabil acest fapt impune introducerea factorului empiric C, fără nici o bază teoretică, în formula de calcul propusă de Prozorov.

În încheierea acestui paragraf, se subliniază faptul că formulele semiempirice analizate aici, ca şi alte relaţii de acelaşi tip existente în literatura de specialitate, neglijează complet luarea în considerare a influenţei vitezei de deformaţie asupra valorii forţei de extrudare.

Concluzii

Compararea rezultatelor obţinute pe baza modelului de element finit cu determinările experimentale de laborator arată un acord satisfăcător între valorile măsurate, respectiv calculate ale presiunii medii de extrudare pe parcursul desfăşurării procesului.

Valorile forţei de extrudare în regim stabilizat, obţinute cu ajutorul modelului de element finit, sînt comparabile cu cele care se găsesc prin utilizarea unor formule semiempirice folosite în industrie.

Trebuie remarcat totuşi că unele dintre formulele propuse dau estimări diferite de cele obţinute pe baza modelului de element finit şi, deci, de valorile găsite pe cale experimentală. În consecinţă, adoptarea uneia sau alteia dintre formulele semiempirice existente trebuie făcută cu multă grijă.

Avantajul modelului de element finit constă în faptul că poate prevedea influenţa diferiţilor parametri tehnologici asupra desfăşurării procesului de extrudare, fără să fie necesară efectuarea unor experienţe costisitoare realizate la scară industrială, pocedeu care este inevitabil atît pentru stabilirea cît şi pentru îmbunătăţirea succesivă a formulelor semiempirice.

Analiza diferitelor variante a indicat unghiul $\alpha = 85°$ drept valoare optimă pentru semiunghiul matriţei, deoarece în acest caz forţa de extrudare are valoarea minimă. Acest rezultat dedus prin calcul este în acord perfect cu cel stabilit prin încercări realizate în condiţii industriale.

Temperatura de extrudare influenţează în mod esenţial valoarea forţei de extrudare ; o scădere cu 180°C a temperaturii de scoatere din cuptor produce o creştere de aproximativ 40% a forţei de extrudare.

Cu toate că evoluţia cîmpului termic este puternic nestaţionară din cauza caracterului adiabatic al procesului în focarul de deformare, temperatura finală a produsului extrudat este aproape omogenă, fapt care asigură uniformitatea microstructurii finale.

Deoarece evoluţia intensităţii deformaţiei şi a intensităţii tensiunii poate fi urmărită în tot cursul procesului, pot fi aplicate criterii de rupere pentru orice zonă a calupului, ceea ce permite alegerea parametrilor tehnologici în aşa fel încît să se evite apariţia defectelor interne şi superficiale în produsul extrudat.

De asemenea, modelul de element finit permite analiza influenţei diferiţilor lubrifianţi asupra desfăşurării procesului prin studiul unor

variante în care se iau în considerare valori diferite ale coeficientului de frecare viscoplastică.

În încheiere, trebuie precizat faptul că timpul de calcul pentru o variantă realizată cu calculatorul electronic CDC-CYBER 720 necesită şapte minute de unitate centrală. Compararea acestui interval de timp cu cel cerut de un experiment industrial evidenţiază avantajele modelelor matematice pentru optimizarea proceselor industriale de deformare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nicolae, V., Teodosiu, C., Soós, E., Radu, C., G.: *Viscoplastic Behaviour of the AISI 316 L Austenitic Stainless Steel under Hot Working Conditions. Constitutive Equations.* In: Rev. Roum. Sci. Techn.-Méc. Appl., R.S.R., 24, 1980, p. 13.

[2] Dumitrescu, T., Roşu, I., Teodosiu, C.: *Modelarea procesului de extrudare la cald a oţelurilor inoxidabile.* In: St. Cerc. Mec. Apl. R.S.R., vol. 40, 6, 1981, p. 869.

[3] Roşu, I., Teodosiu, C., Dumitrescu, T.: *Upper-bound Analysis of Hot Extrusion of Axisymmetric Rods and Tubes, I—III.* În: Rev. Roum. Sci. Techn.-Méc. Appl., R.S.R., 28, 1983, p. 317.

[4] Soós, E., Teodosiu, C., Roşu, I.: *A Finite-element Model of the Heat Flow in Billets During the Transfer and after Upsetting in the Extrusion Container.* În: Rev. Roum. Sci. Techn.-Méc. Appl. R.S.R., 28, 1983, p. 513.

[5] Soós, E., Teodosiu, C., Roşu, I.: *A Finite-element Model of the Hot Working of Axisymmetric Products. I. Finite-Element Formulation and Algorithm of the Integration.* În: Rev. Roum. Sci. Techn.-Méc. Appl. R.S.R., 28, 1983, p. 575.

[6] Soós, E., Teodosiu, C., Roşu, I.: *A Finite-Element Model of the Hot Working of Axially Symmetric Products II. Determination of the Velocity and Temperature Fields During Hot Extrusion.* Rev. Roum. Sci. Techn.,-Méc. Appl., R.S.R., 30, 1985, p. 49.

[7] Hughes, K.E., Nair, K.D., Sellars, C.H.: *Temperature and Flow Stress During the Hot Extrusion of Steel.* În: Metals Technology, Anglia, 1, 1974., p. 161.

[8] Gupta, A.K., Hughes, K.E., Sellars, C.M.: *Glass-Lubricated Hot Extrusion of Stainless Steel.* În: Metals Technology, Anglia, 7, 1980, p. 323.

[9] Sejournet, J.: *Development of Hot Extrusion for Carbon Steel Tubing.* În: Iron and Steel Eng. S.U.A., 5, 1969, p. 92.

[10] Prozorov, L.V.: *Pressovanie Stali, Marghis,* Moscova, 1956.

[11] Cazimirovici, E.: *Teoria Deformării Plastice.* Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1981, p. 260.

REVISTA REVISTELOR

Stal, U.R.S.S., nr. 1, 1987.

Metodologia de calcul şi indicatorii topirii într-un furnal cu insuflare de gaze reducătoare calde şi oxigen fără aer atmosferic, p. 6 — Creşterea eficienţei funcţionării maşinilor de aglomerare prin optimizarea condiţiilor de încărcare, p. 10 — Diagnosticarea stării căptuşelii creuzetului furnalului pe baza sarcinilor termice, p. 13 — Perspectivele dezvoltării producţiei de oţel la Combinatul metalurgic din Novo Lipeţk, p. 15 — Îmbunătăţirea calităţii suprafeţei lingourilor pentru tablă, prin mărirea durabilităţii cristalizorului, p. 17 — Turnarea continuă a blumurilor din oţel electric, p. 20 — Degazarea în vid a oţelului sensibil la formarea fulgilor, p. 21— Îmbunătăţirea calităţii oţelului pentru sîrmă subţire, prin vidare, p. 24 — Alegerea parametrilor optimi ai desulfurării în afara cuptorului a oţelului slab aliat, p. 26 — Dezoxidarea oţelului în oală cu lingouri de aluminiu, p. 28 — Condiţiile de funcţionare a lăncii acţionate prin cablu la prelucrarea fontei în afara cuptorului, p. 29 — Formarea incluziunilor de oxizi la dezoxidarea fierului cu aliaje cu conţinut de calciu şi bariu, p. 31 — Retopirea cu arc de plasmă a stratului superficial al lingourilor şi semifabricatelor, p. 35 — Eficienţa economică a retopirii electrice sub zgură a materiilor prime metalizate, p. 39 — Studierea procesului de retopire în vid cu doi electrozi, p. 41 — Topirea electrodului consumabil la topirea cu arc în vid a oţelului şi aliajelor, p. 44 — Caracteristica voltampermetrică a arcului la retopirea electrodului consumabil în vid, p. 47 — Retopirea electrică sub zgură în cristalizoare mobile cu mai multe canale, p. 50 — Particularităţile elaborării oţelului cu conţinut mare de mangan şi aluminiu, prin metoda retopirii electrice sub zgură, p. 52 — Influenţa modificării electrochimice la retopirea electrică sub zgură asupra proprietăţilor oţelului 9H1, p. 53 — Creşterea capacităţii de funcţionare a fusurilor de cilindri ale laminoarelor pentru tablă lată, p. 56 — Micşorarea sarcinilor axiale asupra fusurilor cilindrilor de laminare a tablei, p. 62 — Fabricarea industrială a profilelor îndoite perforate, p. 64 — Recondiţionarea ţevilor — operaţie finală a tehnologiei de control, p. 66 — Sîrmă din oţel-cupru cu conductibilitate electrică mare, p. 67 — Finisare decorativă a produselor prin imitarea „argintului vechi", p. 70— Lubrifiere pentru trefilare uscată, p. 71 — Creşterea eficienţei fosfatării oţelului carbon, p. 72 — Îmbunătăţirea proprietăţilor mecanice ale oţelului carbon cu destinaţie generală, p. 73 — Influenţa dezoxidării şi modificării asupra calităţii oţelului pentru şină, p. 75 — Elaborarea unei clase noi de acoperiri ale tablei cositorite electric, p. 81 — Creşterea calităţii benzilor pentru ţevi sudate la frecvenţă înaltă şi în cuptor, p. 83 — Influenţa compoziţiei chimice şi a vitezei de răcire asupra pragului de fragilitate la rece a laminatelor din aliaje de Fe—Cr—Al, p. 84 — Studierea structurii acoperirilor din aliaje autofondante, topite prin energia laserului, p. 88 — Perfecţionarea metodelor economice de conducere a calităţii producţiei, cu utilizarea sistemului automat de conducere „Zakaz", p. 92 — Problemele îmbunătăţirii organizării muncii în producţia de oţel, p. 95 — Elaborarea şi exploatarea arzătoarelor ceramice la preîncălzitoarele de aer pentru furnale, p. 98 — Recuperatoare de radiaţie cu suprafeţe din plasă, p. 101 — Experienţa exploatării dispozitivelor de epurare a gazelor cu joc inelar reglabil la cuptoarele tandem de elaborare a oţelului, p. 103 — Eliminarea crustelor aderente de pe ecranele cazanelor răcitoare ale convertizoarelor, p. 105 — Curăţirea reziduurilor de ulei — emulsii, p. 107 — Întîlnirea cu cititorii revistei la Novokuzneţk, p. 108.

Cercetări pentru obținerea unui cupru de puritate ridicată prin rafinare electrolitică cu curent inversat periodic

Dr. ing. N. Petrescu
Institutul politehnic — București
chim. Lucia Ganovici și fiz. Mirela Brițchi
ICECHIM — București

CZ 669.3:669.054.7

Cercetările expuse în această lucrare constituie o continuare a programului de experimentări asupra rafinării electrolitice a cuprului cu curent inversat periodic [1], [2]. În lucrare sînt prezentate noi date privind influența compoziției electrolitului asupra purității cuprului catodic.

Electrolizele pentru rafinarea cuprului au fost efectuate într-o celulă de dimensiuni mari, folosind electrolit prelevat din cuvele industriale de electroliză, căruia i s-a aplicat un mod diferențiat de filtrare a nămolului plutitor produs în timpul electrolizei și electrolit purificat cu acid β-stanic, care are proprietatea de a adsorbi selectiv stibiul, arsenul și bismutul din soluție [2]. Experimentările au fost efectuate la densități de curent de 250, 350 și 500 A/m².

Condiții experimentale

Celula de electroliză cu o capacitate de 20 l electrolit, de formă paralelipipedică, a fost constituită dintr-o cuvă din tablă de oțel inoxidabil placată în interior cu material plastic sudat, rezistent la temperatura de lucru. Izolarea termică a cuvei a fost asigurată prin plasarea acesteia într-o cuvă mai mare cu pereți din policlorură de vinil. Între pereții celor două cuve s-a introdus un strat de material izolator termic.

Dimensiunile celulei permiteau folosirea a patru anozi și cinci catozi aflați la o distanță între axe de 50 mm. Anozii din cupru rafinat termic, turnați în cochilă închisă, au avut o grosime de 18 mm și o suprafață utilă de electroliză de 210 × 180 mm. Catozii au fost produși pentru fiecare electroliză sub formă de foițe starter cu o grosime de 0,8 mm, în depunerea electrolitică a cuprului pe catozi din tablă de titan în condiții identice cu condițiile stabilite pentru electroliza respectivă. Dimensiunile catozilor au fost cu 10 mm mai mari decît cele ale anozilor.

Circulația electrolitului era asigurată prin introducerea de electrolit cu temperatura de 61°C în celulă, cu ajutorul unei pompe cu debit reglabil, concomitent cu evacuarea electrolitului printr-un orificiu de menținere constantă a nivelului băii. Suplimentar, pentru menținerea temperaturii băii, s-a folosit un element încălzitor cu rezistență cu putere de 400 W, introdus în cuva de electroliză și comandat prin sistemul de reglare al unui ultratermostat, de un termometru cu contact fixat la 60°C.

Sistemul de alimentare electrică a celulei cu curent inversat periodic a fost constituit dintr-un redresor cu tiristori care putea furniza un curent maxim de 600 A, cu schimbarea polarității curentului direct la durate de 1,5 — 60 s și a curentului invers la durate de 0,15 — 3 s. În lucrările experimentale au fost folosite condițiile de lucru determinate ca optime în cercetările anterioare [1], respectiv o durată a curentului direct de 20 s și o durată a curentului invers de 0,4 s.

Debitul de recirculare a electrolitului a fost de 80 ml/min, ceea ce asigură o înlocuire completă a electrolitului din celulă în cca 4 ore.

Temperatura electrolitului a fost menținută la 60±1°C cu ajutorul sistemului dublu de termostatare, prin menținerea constantă a temperaturii electrolitului introdus în celulă și prin reglarea temperaturii electrolitului din cuvă cu un element de încălzire rezistiv.

Rezultate experimentale

Pentru cercetările experimentale de electroliză s-a folosit un cupru cu un conținut total de impurități de 5 704 ppm (tab. 1), caracterizat printr-o compoziție care poate fi considerată tipică pentru cuprul produs în R.S.R. prin rafinare termică.

Într-una din seriile de experiențe efectuate, s-a urmărit determinarea gradului de purificare a cuprului prin electroliza cu curent inversat periodic, la diferite densități de curent, în condițiile utilizării electrolitului industrial folosit în R.S.R., adică electrolit nefiltrat și nepurificat chimic. Compoziția electrolitului ales pentru această serie de experiențe (electrolitul A) este dată în tabelul 2.

Electrolizele au fost efectuate la densități de curent de 250, 350 și 500 A/m², cu durate ale electrolizelor între 50 și 36 ore. În aceste condiții s-au obținut randamente de curent ridicate, avînd valorile 95,8 ; 95,6 și respectiv 95,4 %. Nu se remarcă o variație importantă a randamentului Faraday cu densitatea de curent.

Conținutul de impurități în cuprul catodic a fost determinat prin spectroscopia de absorbție atomică la instalația de la Întreprinderea de conductori electrici emailați—Zalău. Pentru analiză s-au folosit probe medii de cca 20 g,

Tabelul 1

Compoziția cuprului supus rafinării electrolitului

Elementul	Sb	As	Bi	Ag	Pb	Fe	Ni	Zn	Sn	S	Total impurități determinate
Concentrația (ppm)	1300	600	180	1193	600	440	610	51	280	450	5 704

Tabelul 2

Compoziția chimică a electrolitului folosit în experimentările de rafinare a cuprului

Elementele		Cu	Sb	As	Bi	Fe	Cl	H_2SO_4
Concentrația g/l	Electrolitul A	47,2	2,0	3,0	0,011	0,44	0,04	147,7
	Electrolitul B	41,32	1,02	1,08	0,0024	0,27	0,06	131,6

Tabelul 3

Puritatea catozilor de cupru obținuți în funcție de densitatea de curent și de condițiile de purificare a electrolitului (ppm)

Elementul	Densitatea de curent, A/m²								
	250			350			500		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3
Sb	0,72	3,60	1,04	1,0	3,60	3,66	5,79	5,30	1,10
As	2,40	1,25	4,02	6,20	1,20	1,30	4,10	1,20	0,71
Bi	3,30	0,40	0,66	0,77	1,20	2,32	1,66	1,30	4,98
Ag	4,04	6,0	6,60	10,20	17,70	3,67	3,75	14,60	1,64
Pb	38,30	9,40	1,48	19,20	9,10	3,30	21,28	19,30	2,29
Fe	N.D.	N.D.	1,23	N.D.	N.D.	6,50	N.D.	N.D.	3,39
Ni	8,91	2,40	0,60	1,59	2,20	8,0	9,36	2,60	3,26
Zn	11,10	5,55	3,24	4,60	8,98	5,13	8,91	12,0	4,41
Sn	2,30	5,40	0,67	1,75	3,10	2,30	2,50	2,70	0,71
Se	1,49	4,40	1,87	3,15	4,50	1,40	2,34	5,0	1,42
Mn	3,30	2,70	1,28	3,50	3,60	1,57	3,10	4,10	0,62
Co	1,10	2,60	1,19	0,75	3,10	1,68	3,10	3,40	1,17
Cd	5,30	2,60	1,17	6,75	3,60	2,32	6,50	2,84	2,44
S	32,5	27,5	14,0	26,0	22,0	11,0	101,50	54,5	74,0
Total impurități (ppm)	114,76	73,80	39,05	85,46	83,88	54,15	173,89	128,84	102,14

1. Electrolit nepurificat și nefiltrat. 2. Electrolit purificat cu acid β-stanic și filtrat după purificare pentru reținerea acidului β-stanic. 3. Electrolit nepurificat dar bine filtrat în timpul recirculării, pentru eliminarea cît mai completă a nămolului plutitor.

prin secționarea catozilor pe diagonală și decuparea unor benzi cu lățimea de 10 mm. Rezultatele determinărilor sînt prezentate în tabelul 3, coloana 1, pentru fiecare densitate de curent.

Datele din tabel arată că, deși s-a lucrat cu electrolit nefiltrat și cu un conținut mare de impurități solubile, prin electroliza cu curent inversat periodic s-a obținut un cupru relativ pur, cu un conținut de cca 100 ppm impurități la densități de curent de 250 și 350 A/m² (115 și respectiv 85 ppm) și un conținut ceva mai mare de impurități la densitatea de 500 A/m² (174 ppm).

Acest cupru, în general mai pur decît cel obținut uzual în electruliza clasică, satisface cele mai multe utilizări din industria electrotehnică, dar nu este acceptat în procedeul aplicat la I.C.E.E. — Zalău.

Într-o altă serie de experimentări s-a urmărit realizarea unei purificări a electrolitului de tip A cu acid β — stanic. Purificarea s-a efectuat prin contactarea directă a electrolitului cu pulbere de acid β—stanic în vase închise, agitate în mai multe reprize, pentru a asigura condiții bune de adsorbție a stibiului, arsenului și bismutului de către acidul β — stanic. S-a

efectuat o singură contactare între 1,4 kg acid β — stanic și 26 kg electrolit.

După purificare, electrolitul a fost filtrat pentru îndepărtarea pulberii de acid β — stanic și folosit la electroliza cuprului în aceleași condiții cu cele din experiențele precedente, și anume la densități de curent de 250, 350 și 500 A/m². S-au înregistrat din nou randamente de curent ridicate, foarte apropiate de cele menționate pentru experiențele precedente.

Cuprul electrolitic obținut cu electrolitul purificat este caracterizat printr-un conținut mai redus de impurități, și anume 74, 84 și 129 ppm la cele trei densități de curent (coloana a 2-a din tabelul 3, pentru fiecare densitate de curent). Acest cupru poate fi considerat de calitate superioară față de cuprul produs în mod curent prin electroliza clasică, totuși nu suficient de pur față de condțiile impuse pentru cuprul industrial cu titlul 99,99 A și 99,99 B care, conform părții a III-a din STAS 270 trebuie să conțină sub 50 ppm impurități (oxigenul nefiind inclus).

Referitor la rezultatele purificării cu acid β — stanic, trebuie făcută mențiunea că metoda permite realizarea unui grad de purificare foarte mare în condițiile aplicării procesului în mai multe trepte succesive, cu circulația electrolitului și a acidului β — stanic în contracurent. La o singură contactare, cu o cantitate mică de acid β — stanic, gradul de purificare al electrolitului a fost relativ redus, de cca 50%, astfel încît prin purificare conținutul de impurități al electrolitului de tip A a ajuns la aproximativ același conținut de impurități al electrolitului de tip B din tabelul 2, un electrolit extras, de asemenea, din cuvele industriale de electroliză.

Reducerea conținutului de impurități în cuprul catodic ca urmare a purificării electrolitului poate fi realizată, în principiu, pe mai multe căi: prin îndepărtarea cît mai completă a nămolului plutitor în condițiile unei filtrări continue și eficiente a electrolitului și prin purificarea chimică a electrolitului, respectiv reducerea conținutului de impurități solubile. Întrucît nămolul plutitor se formează continuu în timpul electrolizei și constituie o sursă majoră de încorporare a impurităților în cuprul catodic, s-a căutat, într-o nouă serie de electrolize cu curent inversat periodic, să se elimine cît mai complet acest nămol plutitor. Pentru aceste electrolize s-a folosit electrolit de tip B cu un conținut relativ mai redus de impurități solubile, căruia i s-a aplicat o filtrare practic completă a nămolului plutitor în timpul recirculării electrolitului.

În aceste condiții au fost efectuate electrolize cu curent inversat periodic la densități de curent de 250, 350 și 500 A/m². Cuprul catodic obținut a avut un conținut total de impurități de 39, 54 și 102 ppm (tabelul 3, coloana a 3-a, pentru fiecare densitate de curent). Se observă că cuprul obținut la densitatea de curent de 250 A/m² se încadrează în prevederile pentru cuprul industrial de puritate înaltă conform STAS 250 partea a III-a.

Această ultimă serie de experiențe atestă importanța deosebită pe care o are pentru obținerea unui cupru de înaltă puritate eliminarea completă a nămolului plutitor pe întreg parcursul procesului de electroliză.

Din încercările de a obține o creștere a purității cuprului în condițiile menționate de filtrare a electrolitului și aplicînd în plus o metodă de purificare chimică a electrolitului, se observă că după atingerea unui anumit grad de puritate a electrolitului creșterea purității cuprului catodic devine nesemnificativă.

În lipsa nămolului plutitor, precum și a posibilității de formare a nămolului plutitor dintr-un electrolit suficient de pur, rezultatele prezentate în lucrarea de față și în lucrările anterioare au arătat că, plecînd de la un cupru impur, se atinge o limită de puritate a cuprului catodic în funcție de densitatea de curent de 37 ppm la 250 A/m², cca 50 ppm la 350 A/m² și 60—90 ppm la 500 A/m².

Creșterea densității de curent are ca efect o impurificare mai rapidă a electrolitului, provoacă modificări în condițiile proceselor de electrod, influențează nefavorabil procesul de electrocristalizare și condițiile de circulație a electrolitului. Aceste fenomene determină o reducere a purității cuprului și o mai mică reproductibilitate a datelor privind puritatea cuprului obținut.

Nu trebuie pierdut însă din vedere că orice reducere a conținutului de impurități din cupru sub 100 ppm reprezintă o performanță greu de realizat prin rafinarea electrolitică a unui cupru cu un conținut de cca 5000 ppm impurități.

În cadrul proceselor pirometalurgice aplicate în R.S.R. pentru prelucrarea unor concentrate sărace în cupru și cu conținut mare de elemente impuritate, este posibilă o anumită îmbunătățire a calității cuprului rafinat termic, fără să se ajungă însă la modificarea ordinului de mărime a conținutului de impurități.

Rezultatele cercetărilor proprii [1],, precum și datele din literatură [3] — [8] privind aplicarea pe scară industrială a curentului iversat periodic la rafinarea electrolitică a cuprului evidențiază principalele avantaje ale noii tehnologii în comparație cu procedeul convențional: obținerea unui cupru de calitate superioară, cu conținut redus de impurități, în condițiile creșterii productivității cuvelor de electroliză și ale scăderii consumului total de energie per tona de cupru rafinat.

Un alt avantaj al electrolizei cu curent inversat periodic îl reprezintă micșorarea cantității de cupru în circulație (cuprul din catozi, anozi și electrolit). De exemplu, la rafinăria Tamano

Tabelul 4

Compararea cheltuielilor de investiţie şi a cheltuielilor de exploatare pentru o producţie de 100 000 t Cu/an prin electroliza cu curent inversat periodic la 330 A/m² şi cu curent continuu la 200 A/m²

Cheltuieli de investiţie	Curent continuu, %	Curent inversat periodic, %	Cheltuieli de exploatare	Curent continuu, %	Curent inversat periodic, %
Instalaţii inclusiv montajul	29,1	26,0	Amortizarea investiţiilor, beneficii	62,9	52,4
Construcţii	26,1	20,0	Costul energiei	25,2	20,3
Intrarea în funcţiune şi piese de schimb	3,6	2,8	Retribuirea personalului	8,3	7,2
Proiectare, licenţe, organizarea producţiei, pregătirea forţei de muncă, mijloace de manipulare şi transport, asigurări	41,2	34,2	Materiale	3,6	3,6
Costul total al investiţiei	100,0	83,0	Totalul cheltuielilor de exploatare	100,0	83,5

din Japonia această cantitate s-a micşorat cu 0,271 t/t Cu (10), iar la Southwire, S.U.A., cu 0,018 t/t Cu [9] în comparaţie cu electroliza clasică.

Analiza economică a procesului de rafinare electrolitică a cuprului cu curent inversat periodic arată că prin aplicarea acestui procedeu costul specific al cuprului produs scade în comparaţie cu procedeul convenţional.

În tabelul 4 se prezintă costul investiţiilor şi costul de exploatare pentru electroliza cu curent inversat periodic la 330 A/m², comparativ cu electroliza convenţională la 200 A/m², evaluările fiind efectuate la uzina Montanwerke, Austria, în anul 1984, pentru o capacitate anuală de 100 000 t cupru.

Din acest tabel se observă că, la electroliza cu curent inversat periodic la 330 A/m, costul investiţiilor este cu 17 % mai mic decît la electroliza convenţională la 200 A/m². Calculele efectuate la Montanwerke au arătat, de asemenea, o reducere a cheltuielilor de producţie pentru cupru, argint şi aur, cu cca 16 % în procedeul cu curent inversat periodic faţă de cel convenţional.

Costul mai mic al investiţiilor şi al cheltuielilor de producţie în cadrul noului procedeu se explică prin numărul mai mic de celule necesar la densităţi mari de curent. Se menţionează că în calculele de mai sus a fost inclus şi costul mai ridicat al redresorului care furnizează curent cu polaritate reversibilă.

Costul de exploatare pentru electroliza cu curent inversat periodic, mai mic cu 16,5 % decît pentru electroliza convenţională (tab. 4), se explică prin micşorarea costului investiţiilor, deci şi al cheltuielilor de amortizare în cazul electrolizei cu curent inversat periodic şi prin reducerea consumului de energie şi a cheltuielilor de retribuire a personalului în cazul noii tehnologii.

BIBLIOGRAFIE

[1] Petrescu, N., Ganovici, Lucia, Briţchi Mirela: *Cercetări privind rafinarea cuprului prin metoda electrolizei cu curent inversat periodic.* În: Metalurgia, R.S.R., 37, 7, 1985, p. 343—348.

[2] Petrescu, N., Briţchi, Mirela, Ganovici Lucia: *Removal of As and Sb from Cupric Sulphate Electrolytes by p-stanic Acid.* În: Rev. Roumaine Chim. R.S.R., *29*, 7, 1984, 541—545.

[3] Kaltenbock, F. J., Wörz, H., Vöbking, H.: *On the Influence of the Current Density on the Cost Structure of Electrolytic Copper Refining.* În: Metall, R.F.G., *38*, 11, 1984, 1112—1116.

[4] Wöbking, H., Wörz, H.: *Elektrolytische Kupferraffination bei erhöhten Stromdichten.* În: Neue Hütte, R.F.G., *27*, 12, 1982, 450—453.

[5] Wöbking, H., Wörz, H.: *Grundlagen des PCR-Verfahrens und Ergebnisse bei dessen Anwendung in der Raffinationselektrolyse der Montanwerke Brixlegg.* În: Metall R.F.G., *33*, 7/8, 1980, 395—399.

[6] Wöbking, H., Wörz, H.: *Theoretische Grundlagen und praktische Auswirkungen des PCR-Verfahrens in der Kupferraffinationselektrolyse.* În: Erzmetall, R.FG., *32*, 2, 1979, 53—108.

[7] Wöbking H., Wörz, H.: *Sieben Jahre Erfahrung mit Umkehrstrom (PCR) in der Kupferraffinat onselektrolyse der Vereinigten Metallwerken Ranshofen—Berndorf AG, Montanwerke Brixlegg.* În: Erzmetall, R.F.G., *29*, 11, 1976, 483—486.

[8] Paczoska, E., Baranek, W.: *Folosirea curentului inversat periodic în procesul de rafinare electrolitică a cuprului.* În: Rudy Metale, R.S.C., *26*, 3, 1981, 147—151.

[9] Kitamura, T.: *Design, Construction and Operation of Periodic Reversal Current Process.* Tamano, Intern. Symp. Extractive Metallurgy of Copper, Las Vegas, London, Pergamon Int. Library, 1976, cap. 26, 525—538.

Considerații privind natura și constituția fizico-chimică a fazelor din prealiaje de tip Ni—B

Prof. dr. ing. Maria Petrescu,
dr. ing. Mihaiela Isac,
ing. Mariana Călin și ing. V. Oltean
Institutul politehnic — București
ing. Al. Bădescu
I.A.M.N. — București

CZ: 669.018.7:669:018.6

Utilizarea prealiajelor de tip Ni—B la obținerea pulberilor autofluxate de metalizare ridică o serie de probleme, legate de gradul de asimilare a borului din prealiaj în aliajul intermediar necesar obținerii pulberilor.

Utilizarea ca atare a borului la alierea directă a aliajelor de tip Ni—Cr—B—Fe—Si—C nu este productivă, datorită gradului mic de asimilare a borului și datorită inconvenienților care apar la elaborare, determinate de temperatura ridicată de topire a borului și de densitatea mică a acestuia.

Se impune utilizarea la elaborarea aliajelor de tip Ni—Cr—B—Fe—Si—C, destinate obținerii pulberilor autofluxate de metalizare, a prealiajelor hipo- sau hipereutectice, care să aibă temperaturi de topire scăzute, compoziția chimică riguros aleasă pentru asigurarea optimului de bor și nichel asimilat, precum și o proporție și o distribuție a constituenților care să le imprime friabilitate (necesare unei utilizări eficiente la elaborare).

În acest sens a fost elaborat prealiajul hipoeutectic Ni—B 8,5 (în urma testării comportării mai multor compoziții obținute prin varierea conținutului de bor de la 4 la 17%).

În lucrarea de față autorii își propun caracterizarea prin natura și constituția fizico-chimică a fazelor prealiajului de tip Ni—B 8,5, caracterizare utilă în condițiile existenței unor referințe în literatura tehnică relativ restrînse legate de această problemă.

Materiale și metodica de cercetare

În tabelul 1 este prezentată compoziția chimică a prealiajului de tip Ni—B 8,5 elaborat. Acesta a fost obținut aluminotermic, cu aport de căldură furnizat într-un cuptor cu flacără. Colectarea prealiajului s-a făcut scurgind masa reacționată din creuzet printr-un orificiu practicat în acesta și în fundul cuptorului. Masa șarjelor a fost de cca 5 kg.

Tabelul 1

Compoziția chimică a prealiajelor

Tipul de prealiaj	Compoziția chimică, %				
	B	Al	Fe	Si	Ni
Ni—B 8,5	8,5	3,3	1,16	2,1	rest

Pentru caracterizarea microstructurală completă a prealiajului Ni—B 8,5 s-au realizat și corelat: studii privind natura fazelor sistemelor corespunzătoare prealiajului considerat, realizate pe diagramele de echilibru binare și ternare; analize roentgenostructurale prin difracția razelor X; analize microstructurale și microroentgenospectrale cu microsonda electronică; determinări de microduritate Vickers.

Analizele microstructurale și microroentgenospectrale au fost realizate pe o microsondă tip JEOL JXA-5A, prin imagini de compoziție obținute cu electroni secundari (realizate prin balierea cu un fascicul primar la tensiuni de 25 kV a suprafeței probelor, la măriri de 150:1, respectiv 400:1), precum și prin imagini de raze X pentru evidențierea distribuției Si, Al, Ni, Fe (la măriri de 400:1).

Analizele microstructurale (prin microscopie optică) s-au realizat pe probe pregătite metalografic și atacate cu reactivul chimic de compoziție: acid azotic 20 cm^3, acid clorhidric 100 cm^3, clorură ferică 7g, clorură cuprică 5g, apă 100 cm^3.

Determinările de microduritate Vickers au fost realizate cu sarcina de 40 gf și timp de încercare 30 s (pe un microdurimetru tip Hanemann).

Concluzii

După compoziția chimică (tab. 1) prealiajul Ni—B 8,5 este hipoeutectic, structura fiind posibil a fi alcătuită din amestecul mecanic eutectic punctiform-globular dintre soluția solidă pe bază de nichel și compușii Ni_3B respectiv Ni_2B (cu substituție parțială de fier) și în rețea soluție solidă pe bază de nichel, bogată în compuși de tip $(NiFe)_3B$, $(NiFe)_2B$, Ni_5AlB_4, $(NiFe)_8AlB_{11}$ (diagramele binare și ternare ale sistemelor Ni—B [2], [3], [4], Ni-B-Al [5], Ni—Al—Fe [6], precum și în compuși de tip B_4Si, Ni_2Si sau Ni_6Si_2B (diagramele ternare ale sistemelor Ni—B—Si ([6], B—Fe—Si [7]).

Imaginile de compoziție obținute cu electroni secundari la microsonda electronică (fig. 1,*a* la mărire 150:1 și fig. 1, *b* la mărire 400:1) evidențiază un constituent în formă de rețea la limitele unui constituent majoritar reprezentînd matricea.

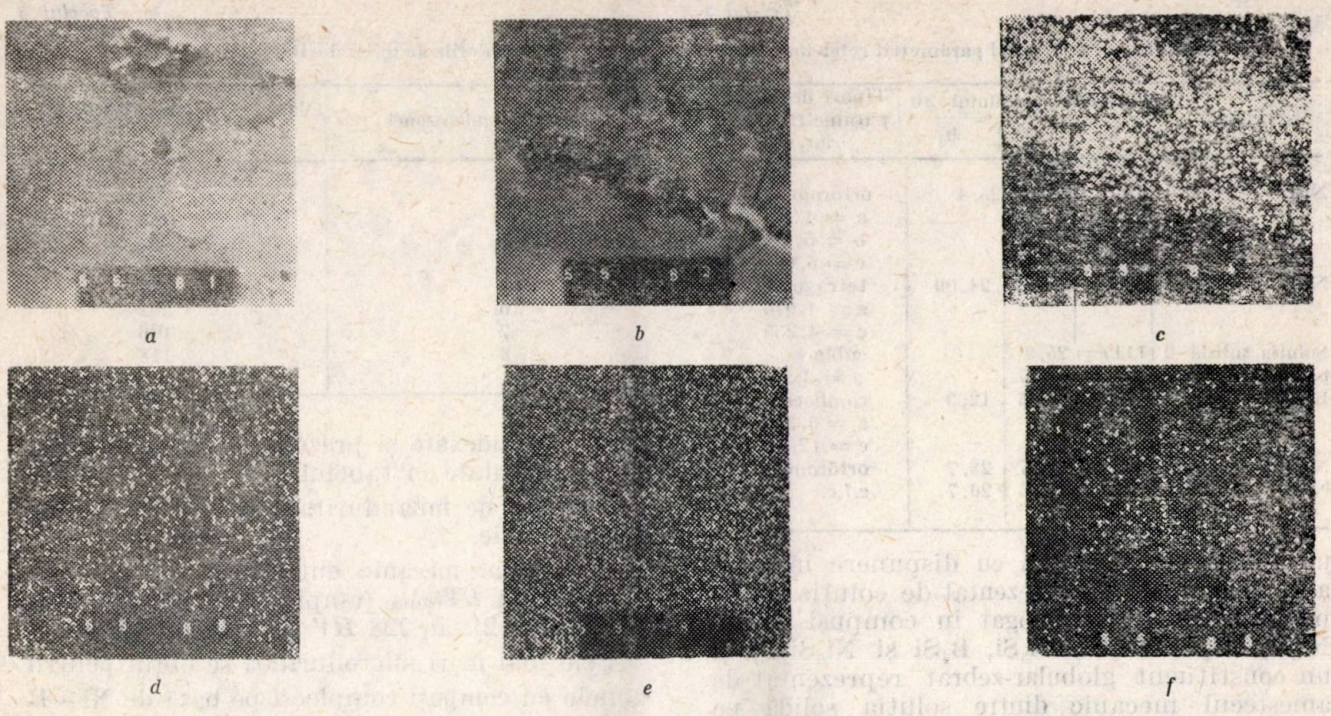


Fig. 1. Prealiajul Ni—B 8,5, imaginile de microsondă electronică pe probe neatacate: *a* — și *b* — imaginile de compoziție, Mărire 150 X respectiv 400 X, pentru cîmpurile I, respectiv II; *c* — imagine de raze X privind distribuția siliciului pentru microzona analizată. Mărire 400X; *d* — imagine de raze X pentru distribuția Al. Mărire 400 X; *e* — imagine de raze X pentru distribuția Ni. Mărire 400 X; *f* — imagine de raze X pentru distribuția Fe. Mărire 400 X

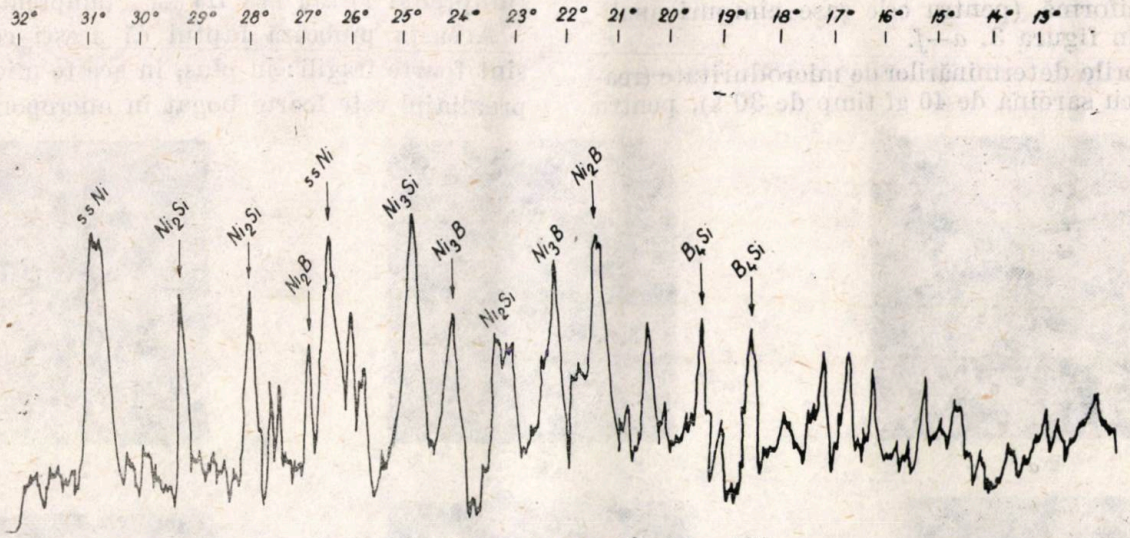


Fig. 2. Difractograma pentru $2\theta \in (17 - 32°)$

Din analiza imaginilor de raze X privind distribuția siliciului, aluminiului, nichelului și fierului (fig. 1, *c*—*f* la mărire 400 :1) se confirmă faptul că matricea este constituită din amestecul mecanic eutectic dintre soluția solidă pe bază de Ni și compuși de bor, aluminiu, siliciu, iar rețeaua de la limitele amestecului mecanic eutectic este alcătuită din soluție solidă pe bază de nichel bogată în compuși de tip Ni_3B și Ni_2B (cu substituție parțială de Fe), Ni_2Si, Ni_3Si, B_4Si, Ni_6Si_2B, Ni_5AlB_4 și $(NiFe)_8AlB_{11}$.

Analizele roentgenostructurale prin difracția razelor X confirmă încă o dată existența unora dintre fazele enumerate mai sus.

În difractograma din figura 2 (trasată pe un interval de valori pentru unghiul 2θ cuprins între 17 și 32°), precum și în tabelul 2 sînt prezentate fazele cu tipurile de rețele și parametrii de rețea caracteristici.

Micrografiile realizate pe probe atacate (reactiv chimic de compoziția menționată mai sus) (fig. 3, *a*—*f*) evidențiază următorii constituenți:

Tabelul 2

Faze, tipuri de rețea și parametrii rețelelor

Faza	Valoarea unghiului 2θ			Tipuri de rețea și parametrii rețelelor, A°
	θ_1	θ_2	θ_3	
Ni_3B	25,7	22,15	23,4	ortorombic a = 4,382 b = 5,212 c = 6,607
Ni_2B	20,9	26,8	24,09	tetragonal a = 4,970 c = 4,235
Soluția solidă θ (111) = 25,9 pe bază de Ni θ(200) = 30,47				cubic a = 3,517
B_4Si	19,3	18,8	12,3	romboedric a = 6,319 c = 12,713
Ni_2Si	22,9	26,7	28,7	ortorombic
Ni_3Si	25	26,3	26,7	c.f.c.

un constituent cenușiu cu dispunere în rețea aproape continuă, reprezentat de soluția solidă pe bază de nichel, bogat în compuși de tip Ni_3B, Ni_2B, Ni_2Si, Ni_3Si, B_4Si și Ni_6Si_2B, și un constituent globular-zebrat reprezentat de amestecul mecanic dintre soluția solidă pe bază de nichel și compuși.

Rețeaua bogată în compuși conține și o proporție relativ ridicată de microporozități (fig. 3, *e*,*f*).

În ansamblu, prealiajul are o structură relativ uniformă (pentru cele șase cîmpuri analizate) în figura 3, *a*—*f*.

Valorile determinărilor de microduritate (realizate cu sarcina de 40 gf timp de 30 s), pentru

Tabelul 3

Valorile de microduritate, *HV* 0,04/39

Indexul microzonei	Valoarea microdurității, *HV* 0,04/30
1	254
2	262
3	282
4	282
5	228
6	202
7	146
8	118

punctele indexate și prezentate în figura 3, *a*, sînt prezentate în tabelul 3.

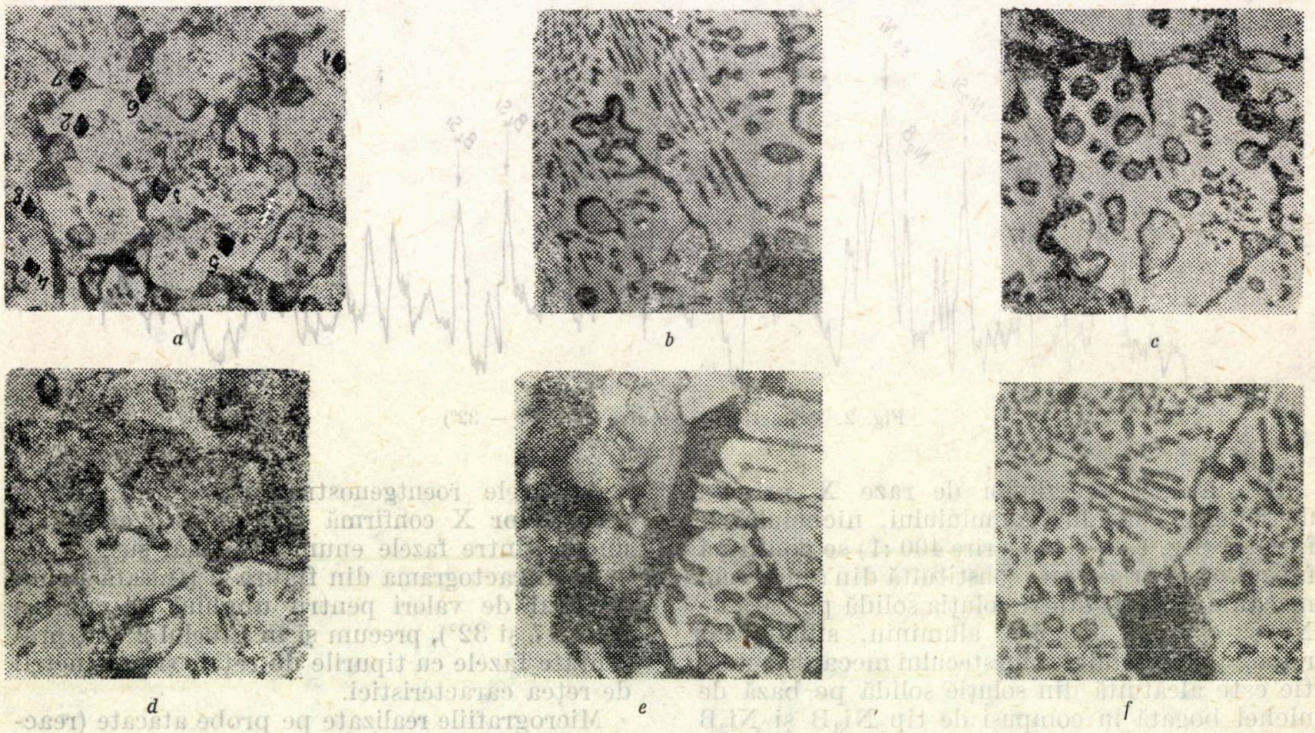
Valorile de microduritate se înscriu într-un interval mic.

Amestecul mecanic eutectic are microduricități de 254 $HV_{0,04/30}$ (amprenta 1), 262 $HV_{0,04/30}$ (amprenta 2) sau 228 $HV_{0,04/30}$ (amprenta 5).

Cele mai mari microdurități se obțin pentru zonele cu compuși complecși pe bază de Ni—B—Si (amprentele 3 și 4).

Rețeaua de soluție solidă, bogată în compuși, are microdurităților cele mai mici, de exemplu 202 $HV_{0,04/30}$ (amprenta 6), 146 $HV_{0,04/30}$ (amprenta 7) sau 118 $HV_{0,04/30}$ (amprenta 8).

Aceasta probează faptul că acești compuși sînt foarte fragili: în plus, în aceste microzone prealiajul este foarte bogat în microporozități.



a *b* *c* *d* *e* *f*

Fig. 3. Prealiajul Ni—B 8,5 (imagini, de microscopie optică, pe probele atacate): *a* — mărire, 150 :1, cîmpul I; *b* —*f* — mărire, 400 : 1, cîmpurile II—VI

În concluzie, prealiajul hipoeutectic Ni—B 8,5, cu structura alcătuită din amestecul mecanic eutectic majoritar (dintre soluția solidă pe bază de nichel și compuși de bor, nichel, aluminiu și siliciu) și rețea continuă de soluție solidă pe bază de nichel bogată în compuși fragili și porozități, asigură de departe caracteristici bune în vederea utilizării acestuia la elaborarea aliajelor Ni—Cr—B—Fe—Si—C (temperatura de topire mai scăzută decît a borului, densitate mai mare și grad de asimilare a borului mai ridicat).

BIBLIOGRAFIE

[1] Elliott, R.: *Constitution of Binary Alloys*, First Suppliment, Mc. Graw-Hill Book Company, New-York, 1965, pg. 117—127—134.

[2] Erosenkova, I., Oleniceva, V. G., Petrova, L. A.: *Diagrami sostoiania metalliceskih sistem*, vipusk XX, Moscova 1976, p. 28.

[3] Alisova, S. P. Budberg, P. B.: *Diagrami sostoiania metalliceskih sistem* vipusk XVII, Moscova 1973, p. 39.

[4] Alisova, S. P., Budberg, P. B.: *Diagrami sostoiania metalliceskih sistem* vipusk XIX, Moscova, 1976 p. 98.

[5] * * * Metals Handbook, vol. 8, Ed. 8-a. *Structures and Phase Diagrams, American Society For Metals Park*, Ohio, 4073, p. 325, 370, 385, 394.

[6] Alisova, S.P., Budberg P. B.: *Diagrami sostoiania metalliceskih sistem*, vipusk XVIII, Moscova, 1975, p. 130.

REVISTA REVISTELOR

Steel Times, Anglia, nr. 12, 1986

Perfecționarea funcționării și controlului furnalului la uzinele SSAB, Luleå, p. 652 — Perfecționări ale tehnologiei de elaborare a fontei la furnalul nr. 1 Redcar, p. 656 — Materiale refractare pentru reconstruirea furnalului Redcar de la uzinele Teesside, firma BSC General Steels, p. 662 — Linia de galvanizare Segal intră în funcțiune, p. 666 — O nouă imagine a oțelului inoxidabil, p. 671 — Creșterea cererii de oțel inoxidabil, p. 672 — Sudarea cu materiale ceramice — un procedeu de mărire a rezistenței materialelor refractare de la cuptoarele de cocsificare, p. 674 — Tehnică de reparație a ajutajului de degazare, p. 675 — Tehnică de reparație prin turnare la materialele refractare ale oalei torpedo, p. 678 — Tehnică de reparație prin torcretare cu flacără la convertizoarele LD, p. 680.

Steel Times, Anglia, nr. 1, 1987

Rezumatul celui de-al doilea Congres european privind oțelul electric, p. 12 — Cuptorul electric cu arc în Franța, p. 18 — Combinarea evacuării excentrice prin fund și a cuptorului oală pentru obținerea unei elaborări eficiente a oțelului, la uzinele Badische Stahlwerke AG, p. 22 — Tehnologia de elaborare a oțelului înalt aliat pentru a satisface cerințele de calitate superioară și puritate ridicată, p. 26 — Cercetări privind cuptorul electric cu arc întreprinse în cadrul Comunității Europene a Cărbunelui și Oțelului, p. 33 — Deșeurile — un produs valoros, p. 34 — Producătorii de oțel au nevoie de o industrie a deșeurilor puternică, p. 36.

Revue de Métallurgie — C.I.T., Franța, nr. 1, 1987

Eliminarea alcaliilor prin adăugarea clorurii de calciu în cursul aglomerării și condiționarea gazelor arse prin insuflarea anhidridei sulfuroase, p. 1 — Durabilitate record la convertizoarele LET de la Societatea Solmer, p. 11 — Procedeu și dispozitiv de stivuire a cornierelor, p. 19 — Laminarea fierului beton pin procedeul Tempcore, în colaci pe un laminor modern de mare viteză pentru sîrmă, p. 25—Analiza materialelor refractare moderne, p. 33 — Întreținerea condițională, p. 47 — Preîncălzirea fierului vechi la Societatea United Engineering Steels, p. 61 — Încălzirea prin inducție în laminoare — noi concepții și utilizări.

Revue de Métallurgie, Franța, nr. 8/9, 1986

Eliminarea fisurilor cauzate de lipiri la turnarea continuă de la firma Unimetal-Rehon, p. 623 — Dezvoltări recente și tendințe actuale în domeniul laminoarelor de bare și sîrmă, p. 631 — Laminoare moderne de bare și sîrmă, p. 639— Problema deteriorării tăbliei cilindrilor de lucru ai laminoarelor de benzi la cald. Importanța oboselii termice, p. 643 — Evoluția materialelor pentru linia de eșapament de la automobile, p. 657 — Mărci de oțeluri inoxidabile pentru eșapament la automobile. Tendințe în rezolvarea diferitelor probleme, p. 667— Statistica și calitatea în întreprinderi, p. 673 — O nouă tehnică de reparare a materialelor refractare de la cuva furnalului, prin partea de sus, p. 683 — Aplicații industriale ale tehnicii plasmei realizate de firma SKF: Plasmacrom și Plasmadust, p. 693.

Revue de Métallurgie, Franța, nr. 11, 1986

Viteza de topire a fierului vechi în convertizor. Model teoretic și experimentare industrială, p. 793 — Fluxul metalului solid. Încărcarea la cald la firma Sollac, p. 807 — Controlul de conformitate al produselor refractare. Necesitate și metode, p. 815 — Influența procedeului de elaborare și al coeficientului de coroiaj asupra comportării la oboseală a unui oțel pentru arcuri de tip 50CV4, p. 833 — Preîncălzirea deșeurilor, o posibilitate de economisire a energiei, p. 841.

Cercetări experimentale privind transformarea martensitică reversibilă în aliaje de tip „marmem" din sistemul Cu—Zn—Al

Dr. ing. M. Ienciu, dr. ing. D. Chircă, dr. ing. P. Moldovan și ing. Lidia Cristea
Institutul politehnic — București,
ing. I. Cinca
I.M.F. — Sinaia

CZ: 669.35.5:669.715

Anumite aliaje din sistemele Ni—Ti, Cu—Al, Au—Cd, In—Ta, Cu—Al—Ni, Cu—Zn—Al au capacitatea de a redobîndi, în anumite condiții, forma pe care o aveau înainte de a fi deformate. Acest fenomen, cunoscut sub numele de „memorie a formei", este o consecință a reversibilității transformării martensitice în aliajele respective. Fenomenul de memorie a formei se manifestă în condițiile în care martensita prezintă caracter termoelastic, iar structura ei implică prezența maclelor interne. Transformarea martensitică reversibilă se caracterizează prin faptul că, încălzind martensita la temperaturi superioare temeraturii T_0 de echilibru termodinamic al trasformării martensitice, aceasta se transformă prin procese fără difuzie, printr-un mecanism martensitic, în faza inițială. Transformarea martensită-fază inițială are loc într-un interval de temperaturi; prin analogie cu punctul M_s de început de transformare martensitică, se definește în acest caz o temperatură A_s care reprezintă temperatura de început de transformare reversibilă a martensitei în faza inițială și o temperatură A_f de sfîrșit de transformare reversibilă a martensitei în faza inițială, similară temperaturii M_f de sfîrșit de transformare martensitică.

Transformarea martensitică reversibilă poate fi exprimată prin curbele de variație cu temperatura a cantității procentuale de fază inițială în structura aliajului, curbe care pun în evidență existența unui histerezis al transformării. Valorile temperaturilor M_s, M_f, A_s respectiv A_f sînt determinate în principal de compoziția chimică a aliajului.

Pentru ca transformarea martensitică să fie reversibilă, respectiv prin încălzire martensita să se transforme în faza inițială, este necesar ca martensita să fie termoelastică, iar substructura ei să se caracterizeze prin prezența maclelor interne.

În cazul martensitelor termoelastice, transformarea martensitică implică deformări foarte mici ale rețelei și în consecință oprirea creșterii cristalelor de martensită, respectiv echilibrul dintre forța motrice $G_{P\to M}$ a transformării și energia de deformare L_P a fazei P inițiale se realizează înainte ca deformarea fazei inițiale să devină plastică; interfața martensită-fază inițială are caracter coerent și mobil.

Prezența maclelor în martensită face posibilă deformarea martensitei prin demaclare; la încălzire, în cursul transformării martensitei în fază inițială, regiunile demaclate își reiau orientarea pe care au avut-o în martensita nedeformată, iar tensiunile din martensită induse în procesul de deformare prin demaclare acționează în sensul restabilirii formei pe care o avea corpul metalic înainte de deformare.

Proprietățile deosebite pe care le posedă aliajele cu memoria formei fac posibilă utilizarea lor în domenii de vîrf ale activității industriale, cum sînt echipamentele de comandă și control în energetica nucleară, în industriile aerospațială, petrolieră, tehnică medicală, metalurgie etc.

Totodată, complexele transformări structurale care se produc în aceste aliaje, transformări care prezintă particularități deosebite în raport cu natura aliajului, reclamă necesitatea unor cercetări de detaliu în vederea obținerii de informații care să contribuie la elucidarea teoretică a mecanismului transformării martensitice reversibile.

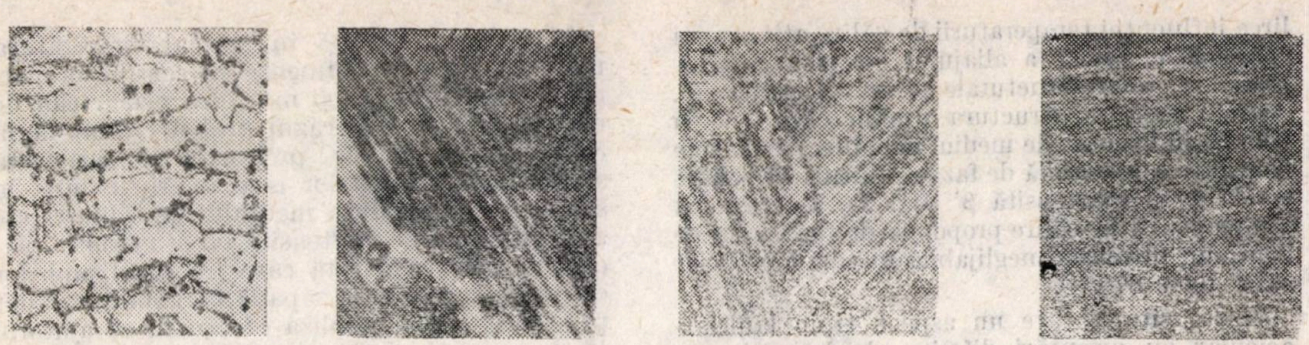
În lucrare se prezintă rezultatele cercetărilor experimentale efectuate prin analiză metalografică, microscopie electronică, analiză roentgenostructurală și analiză microroentgenostructurală asupra aliajului cu următoarea compoziție chimică: 32,4% Zn; 1,8% Al; 0,007% Pb; 0,5% Fe; rest Cu. Se menționează că acest aliaj a prezentat un efect de memorie al formei important față de cel obținut la alte aliaje, analizate aceeași clasă.

Aliajul, elaborat în cuptor cu inducție, a fost turnat în cochilie metalică sub formă de bare (Ø 20 × 200). Structura microscopică a aliajului turnat, constituită din soluție solidă α și soluție solidă β în proporție foarte mică, este prezentată în figura 1.

Din barele turnate, după o prealabilă omogenizare (menținere 2 ore la temperatura de 850 °C), s-au obținut prin laminare la cald benzi cu grosimea de 1,4 mm, din care au fost prelevate probe cu dimensiunile de 10 × 10 × 1,4 mm.

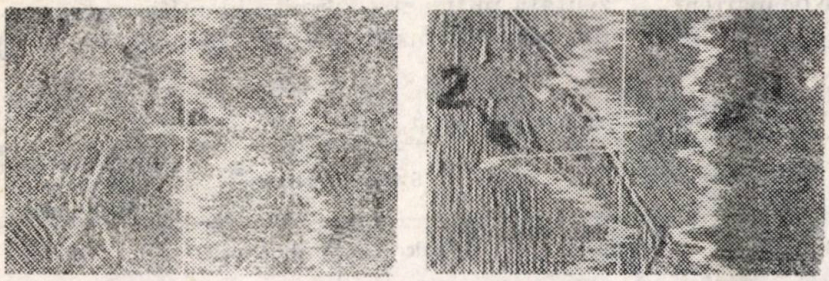
Deoarece pentru aliajul analizat domeniul β monofazic este cuprins într-un interval restrîns de temperaturi, s-a considerat ca fiind oportună determinarea temperaturii optime de călire. În consecință, o serie de probe au fost călite de la temperatura de 800; 850, 875 și 900° C (durata de menținere la temperatură: 15 minute) în apă (20°C), apă cu gheață respectiv zăpadă carbonică.

Analiza metalografică și microroentgenostructurală a probelor tratate termic permite stabi-



a *b* *c* *d*

Fig. 1. Structurile aliajelor : *a* — aliaj turnat — S.S.α + S.S. β (Atac : clorură cuprică amoniacală. Mărire 150 : 1) ; *b* — aliat călit de la 875°C în apă cu gheață (Atac : presulfat de amoniu. Mărire 500 : 1) ; *c* — aliaj călit de la 875°C în apă la 20°C (Atac : presulfat de amoniu. Mărire 500 : 1) ; *d* — aliaj călit de la 875°C în zăpadă carbonică (Atac : presulfat de amoniu. Mărire 500 : 1)

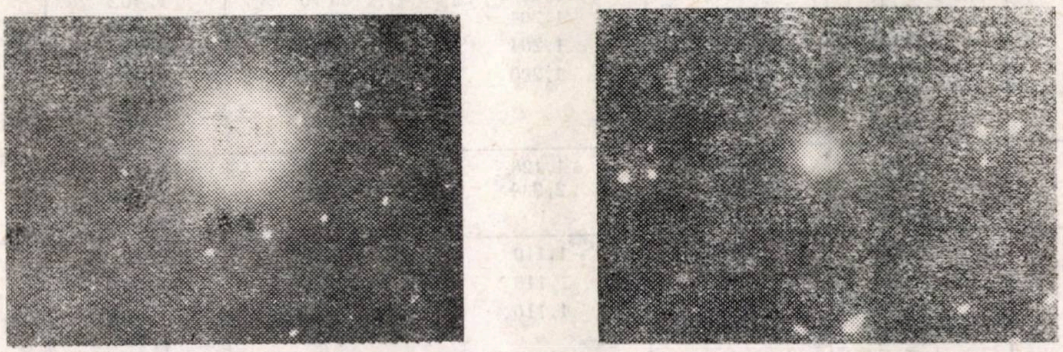


a *b*

Fig. 2. Imagine de compoziție cu profilul de variație a conținutului de Zn(1) și Al (2) : *a* — aliaj călit de la 800°C în apă cu gheață. Mărire 600 : 1 ; *b* — aliaj călit de la 850°C în apă cu gheață. Mărire 600 :1

a *b* *c*

Fig. 3. Micrografia (TEM) : *a* — macle în plachete de martensită. Mărire 60000 : 1 ; *b* — limite de tip A și B. Mărire 25 000 : 1 ; *c* — limite de tip A și B. Mărire 35 000 :1



a *b*

Fig. 4. Imagine de difracție cu electroni : *a* — în zona prezentată în micrografia din figura 3, *a* ; *b* — în zona limitei de tip A

lirea influenţei temperaturii de călire atît asupra compoziţiei fazice a aliajului cît şi a caracteristicilor microstructurale ale martensitei β'. Astfel, dacă în structura probei călite de la 800 °C (indiferent de mediul de călire) rămîne o cantitate apreciabilă de fază α alături de soluţie solidă β şi martensită β' (fig. 2), la creşterea temperaturii de călire proporţia de fază α scade continuu devenind neglijabilă în cazul probelor călite de la 875 °C.

Martensita β' are un aspect tipic lamelar-acicular cu orientări diferite ale lamelelor în grăunţi adiacenţi dar aproximativ paralele în interiorul aceluiaşi grăunte. De asemenea, se observă fenomenul de schimbare a direcţiei lamelei cu păstrarea continuităţii acesteia şi faptul că unele cristale de martensită constituie bariere în calea creşterii altor cristale de martensită.

Mediul de călire şi în special temperatura mediului de călire influenţează sensibil proporţia de martensită β' şi mărimea plachetelor de martensită; dacă în cazul probelor călite de la 875° C în apă la 20°C proporţia de martensită şi mărimea plachetelor este relativ redusă, la scăderea temperaturii mediului de călire creşte atît proporţia de martensită cît şi mărimea plachetelor de martensită care (în cazul probelor călite de la 875 °C în zăpadă carbonică) străbat practic grăunţii. Analiza efectuată cu ajutorul microscopului electronic (microscopie electronică prin transmisie TEM) arată că martensita β' se caracterizează prin prezenţa maclelor interne, clar observabile sub formă de benzi transversale în lamelele de dimensiuni mai mari (fig. 3). Imaginea de difracţie cu electroni prezentată în figura 4 permite identificarea planului bazal al martensitei β', plan de tip {001}

Tabelul 1

Analiza difractometrică a martensitei β

Indicii h K l		Sistem monoclinic		Sistem triclinic		Unghi pentru liniile de pe difractogramă
monoclinic	triclinic	θ calc.	d, Å calc.	θ calc.	d, Å calc.	θ
(120)	(100)	19°30′	2,890	4°10′	10,670	
(200)	(010)	8°40′	5,250	8°30′	5,192	
	(110)	21°10′		9°30′	4,680	
(002)	(002)	36°	2,131	21°10′	2,189	21°10′
(201)	(101)	22°30′	1,309	11°10′	3,961	
(121)	(011)	22°30′	2,000	13°30′	3,312	
($\bar{1}2\bar{1}$)	($1\bar{1}1$)	36°	2,000	14°	3,175	
($\bar{2}01$)	($\bar{1}11$)		1,309	14°	3,175	
	($0\bar{1}1$)			13°30′	3,312	
	($\bar{1}01$)			11°10′	3,961	
(202)	(102)	29°50′	1,546	21°30′	2,094	
(122)	(012)	29°50′	1,546	23°	1,965	
($\bar{1}\bar{1}2$)	($1\bar{1}2$)	29°50′	1,546	23°25′	1,931	
($\bar{2}02$)	($\bar{1}12$)	29°50′	1,546	23°25′	1,931	
	($0\bar{1}2$)			23°	1,965	
	($\bar{1}02$)			21°30′	2,094	
(040)	(110)	16°50′	2,550	9°30′	4,680	
(320)	($\bar{1}10$)	36°10′	1,302	17°50′	2,503	17°
	($2\bar{1}0$)			12°	3,694	
(203)	(103)	29°50′	1,200	33°10′	1,402	
(123)	(013)	39°40′	1,204	34°	1,374	
($\bar{1}\bar{2}3$)	($1\bar{1}3$)	39°40′	1,204	34°20′	1,362	29°10′
($\bar{2}03$)	(113)	29°50′	1,200	36°10′	1,362	
	($\bar{1}\bar{1}3$)			36°	1,374	
	($\bar{1}03$)			33°10′	1,402	
(240)	(200)	42°50′	1,128	8°20′	5,300	
(400)	(020)	19°10′	2,336	17°20′	2,587	
	($2\bar{2}0$)			19°	2,367	
(322)	(122)	43°40′	1,110	23°25′	1,931	23°30′
(042)	($2\bar{1}2$)	43°40′	1,110	24°20′	1,847	24°20′
($\bar{3}\bar{2}2$)	($\bar{1}22$)	43°40′	1,110	28°10′	1,624	
	($1\bar{2}2$)			28°10′	1,624	
	($\bar{2}12$)			24°20′	1,874	24°20′
	($\bar{1}\bar{1}2$)			23°25′	1,931	23°30′

respectiv planul (00$\bar{1}\bar{8}$). Analiza atentă a micrografiilor electronice din figura 3 *a*, *b* evidenţiază existenţa a două tipuri de limită a plachetelor de martensită.

Tipul de limită „A" se prezintă ca interfaţă liniară (netedă), iar tipul de limită „B" are aspect ondulat, fiind format din numeroase segmente de linii drepte şi curbe.

Prin difracţie cu electroni a putut fi identificat planul limitei „A" ca plan de indici ($\bar{1}\,\bar{2}\,8$), plan şi al martensitei β', dar care în acelaşi timp derivă şi este paralel cu planul {101} al fazei β, ceea ce explică mobilitatea unor astfel de limite.

Deoarece pentru efectul de memorie a formei faza β' este elementul de structură determinant, s-a încercat prin analiză roentgenostructurală stabilirea tipului de reţea al acestei faze. Luînd în considerare atît modelul monoclinic cît şi cel triclinic au fost efectuate calcule pentru determinarea liniilor posibile de difracţie. Indicii planelor de difracţie, distanţa *d* dintre planele de difracţie şi unghiul de difracţie θ pentru cele două modele cristaline sînt prezentate în tabelul 1. Comparînd poziţia liniilor calculate cu cea obţinută efectiv pe roentgenograme (tab. 1) se constată că liniile de difracţie obţinute experimental au corespondent în cele calculate potrivit modelului monoclinic.

Concluzii

Cercetările experimentale au fost orientate în următoarele direcţii: obţinerea unui aliaj cu compoziţie chimică determinată, care să manifeste efect de memorie a formei; stabilirea proceselor tehnologice adecvate de elaborare, turnare şi tratament termic; obţinerea pe bază de experiment a unor date noi care să contribuie la o mai bună cunoaştere a mecanismului efectului de memorie a formei.

Pe baza rezultatelor experimentale pot fi formulate următoarele concluzii generale:

În urma studiului experimental privind efectul de memorie a formei în aliaje din sistemul Cu—Zn—Al, s-a stabilit că aliajul a cărui compoziţie chimică este: 32,4% Zn; 1,8% Al; 0,007% Pb; 0,5% Fe şi rest Cu manifestă o amplitudine maximă a efectului de memorie a formei în raport cu celelalte aliaje studiate.

Condiţiile de prelucrare metalurgică capabile să asigure efectul de memorie a formei pentru aliajul menţionat sînt: deformare + încălzire la 875°C + menţinere 15 minute la 875°C + călire în apă cu gheaţă + deformare la temperatura mediului de călire.

Experimental au fost stabilite punctele critice *Ms* şi *As* pentru aliajul considerat (*Ms* = = 53°C; *As* = 100 — 130°C).

Experimental s-a stabilit că aliajele Cu—Zn—Al prezintă călibilitate redusă şi implicit, pentru a asigura uniformitate structurală după călire pe secţiunea produsului, este necesar ca grosimea materialului să nu depăşească 3 mm.

Studiul efectuat prin microscopie optică şi cu ajutorul microsondei electronice arată că temperatura de călire influenţează determinant raportul dintre fazele α, β respectiv β'. Obţinerea unei structuri formate numai din martensită β' şi soluţie solidă β se realizează numai în condiţiile în care temperatura de călire este mai mare de 850 °C.

Studiul roentgenostructural a arătat că martensita β' în aliajele Cu—Zn—Al prezintă o reţea cristalină ce poate fi cel mai bine încadrată în sistemul de cristalizare monoclinic.

Cercetările efectuate prin microscopie electronică arată că martensita β' din aliajele Cu—Zn—Al se caracterizează prin prezenţa maclelor interne, fapt care explică caracterul termoelastic al acestui constituent.

Prin microscopie electronică şi difracţie cu electroni s-a pus în evidenţă existenţa a două tipuri distincte de limită a plachetelor de martensită. Tipul de limită notat „A" corespunde unui plan de indici ($\bar{1}\,\bar{2}\,8$), plan de atomi al martensitei β', dar în acelaşi timp derivă şi este paralel cu planul {101} al fazei iniţiale β. Se explică astfel mobilitatea deosebită a interfeţelor dintre plachetele de martensită şi dintre martensita β' şi faza α.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ienciu, M., Chircă, D., Moldovan, P., Cristea, L., Cincă, I. În: Metalurgia, R.S.R., 37, 1985, nr. 10, p. 533.

[2] Adachi, K., Perkins, T. În: Metallurgical Transactions, S.U.A., vol. 16A—No. 9, 1985, p. 1551.

[3] Perkins, T., În: Metallurgical Transactions, S.U.A., vol. 13A, 1982, p. 1368.

[4] Gâdea, S., Petrescu, M. Metalurgie fizică şi studiul metalelor— partea III-a. Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1983.

[5] Ienciu, M., Panait, N., Moldovan, P., Buzatu, M. *Elaborarea şi turnarea aliajelor neferoase speciale.* Bucureşti, Ed. didactică şi pedagogică, 1986.

Determinarea conținutului de hidrogen din aliajele de aluminiu

Ing. B. Varga
Universitatea din Brașov
și ing. Felicia Beleiu
Intreprinderea Hidromecanica — Brașov

CZ: 669.715 :621.746.01

În situația în care se impune obținerea unor semifabricate turnate de calitate superioară capătă o importanță deosebită problema asigurării unui metal, aliaj lichid cu proprietăți corespunzătoare obținerii unor piese turnate fără pori și sufluri. În cazul aliajelor de aluminiu sursa principală de formare a porozităților o constituie hidrogenul dizolvat în topitura metalică, care la solidificarea aliajului se degajează cu o întîrziere însemnată în condițiile micșorării solubilității lui în metalul solid față de cel lichid cu aproximativ $\frac{0{,}69}{0{,}036} \simeq 20$ de ori [1].

Suflurile prezente în piesele turnate determină diminuarea proprietăților mecanice și ale celor de etanșare. În majoritatea cazurilor ele sînt puse în evidență după operații costisitoare de prelucrare (tratamente termice, prelucrări prin așchiere) cînd piesa este rebutată, irosind astfel cantități însemnate de energie și de manoperă.

Din această cauză este indicat ca în practica uzinală să fie cunoscute conținuturile de hidrogen din aliajul lichid pe fazele tehnologice în scopul luării unor măsuri imediate și eficiente, menite să asigure un aliaj lichid de calitate corespunzătoare în ceea ce privește conținutul de hidrogen.

În literatura de specialitate este unanim recunoscut că, în vederea obținerii unor piese turnate cu caracteristici, proprietăți corespunzătoare, nivelul conținutului de hidrogen din aliajele de aluminiu topite trebuie să fie sub valorile de 0,2—0,25 $cm^3/100g$ Me.

În lucrarea de față s-a urmărit variația conținutului de hidrogen în aliajul lichid pe fazele tehnologiei de elaborare și de turnare, precum și influența conținutului de hidrogen din aliajul lichid asupra proprietăților mecanice ale pieselor turnate.

Determinări experimentale

Topirea aliajului ATSi5Cu1 are loc într-un cuptor cu creuzet cu capacitatea de 60 kg, încălzit cu gaz metan. La alcătuirea încărcăturii metalice se utilizează numai lingouri primare.

Aliajul este destinat turnării rotoarelor de turbosuflante Holset, prin tehnologia de turnare la joasă presiune cu contrapresiune într-un cuptor cu creuzet de capacitatea de 40 kg încălzit cu rezistențe electrice.

Degazarea aliajului lichid se realizează prin barbotare cu argon, iar cînd nu este suficientă ea se completează prin degazare cu flux (purificator).

Determinarea conținutului de hidrogen din aliajul lichid s-a făcut cu ajutorul unui aparat tip „ALU-Model 82" pe baza principiului primei bule [2], [3], [4].

Rezultatele experimentale privind variația conținutului de hidrogen în timpul elaborării și turnării aliajului sînt prezentate în tabelul 1. Determinările au fost făcute pentru două variante tehnologice: varianta I, cu degazare în cuptorul de topire; varianta a II-a, cu degazare în cuptorul de turnare.

Analizînd valorile trecute în tabelul 1, pot fi făcute o serie de observații. Astfel, la varianta I eficiența degazării este:

$$\varepsilon_1^I = \frac{[H]_i - [H]_f}{[H]_i} \cdot 100 = \frac{0{,}33 - 0{,}15}{0{,}33} \cdot 100 = 54{,}55\,\% \quad (1)$$

unde ε_1^I este eficiența degazării, %;
$[H]_i$ — conținutul inițial de hidrogen;
$[H]_f$ — conținutul final de hidrogen.

În timpul transvazării aliajului lichid din cuptorul de topire în cel de turnare, conținutul de hidrogen crește datorită contactului direct dintre atmosferă și jetul de metal. De fapt, în timpul transvazării se produce gazarea metalului într-o proporție de:

$$\varepsilon_2^I = \frac{0{,}15 - 0{,}13}{0{,}15} \cdot 100 = 20\,\% \quad (2)$$

Deci gradul real de degazare pentru varianta I este de numai:

$$\varepsilon_r^I = \varepsilon_1^I - \varepsilon_2^I = 54{,}5 - 20 = 34{,}5\,\% \quad (3)$$

În varianta a II-a, cînd degazarea are loc în cuptorul de turnare, gradul de degazare este:

$$\varepsilon_r^{II} = \frac{0{,}35 - 0{,}15}{0{,}35} \cdot 100 = 57{,}1\,\% \quad (4)$$

Tot pe baza datelor din tabelul 1, se poate constata că în timpul turnării conținutul de hidrogen din aliajul lichid crește, chiar peste valorile considerate ca optime.

În continuare au fost efectuate o serie de determinări privind influența conținutului de hidrogen din aliajul lichid asupra proprietăților pieselor turnate. Aceste determinări au

Tabelul 1

Rezultatele experimentale privind variația conținutului de hidrogen în timpul elaborării și turnării aliajului

Varianta	Topire	Degazare		Transvazare	Degazare		Sfîrșitul turnării
		Argon	Flux		Argon	Flux	
	Conținutul de hidrogen [cm³/100 g Me]						
I	0,30–0,36	0,16–0,24	0,12–0,18	0,15–0,21(0,25)	–	–	0,20–0,28
	0,33	0,20	0,15	0,18			0,24
II	0,30–0,36	–	–	0,32–0,40	0,16–0,24	0,12–0,18	0,16–0,22(0,25)
	0,33			0,35	0,20	0,15	0,19

fost impuse de faptul că dintr-o șarjă de 40 de kg pot fi turnate 40 — 60 de piese, operație ce durează aproximativ între 2 și 3 ore. În acest timp are loc creșterea conținutului de hidrogen datorită calității agentului de lucru utilizat (aer), ceea ce duce la diminuarea proprietăților mecanice.

Rotoarele turnate din ATSi5Cu1 după tratamentul termic de călire și îmbătrînire artificială trebuie să aibă rezistența la rupere (σ) peste 300 N/mm², iar alungirea relativă (A5) peste 3 %.

Rezultatele determinărilor experimentale sînt prezentate în tabelul 2.

Determinările au fost făcute pentru un aliaj cu compoziția (%): 4,8 Si; 0,47 Mg; 1,28 Cu; 0,2 Fe; 0,03 Mn, deci aproximativ corespunzător compoziției medii.

După cum se observă, în timpul turnării creșterea conținutului de hidrogen a fost foarte înceată, ceea ce se explică prin puritatea ridicată a băii metalice și prin faptul că în timpul turnării pelicula de oxid de la suprafața topiturii metalice nu a fost deranjată (întreruptă) deloc și astfel ea a împiedicat solubilizarea accentuată a hidrogenului în baia metalică.

Prin prelucrarea matematică a datelor experimentale prin metoda celor mai mici pătrate, pentru variația rezistenței la rupere și a alungirii în funcție de timp au fost obținute ecuațiile:

$$\sigma = -36{,}8\tau + 389{,}8 \ [\mathrm{N/mm^2}] \qquad (5)$$

$$A_5 = -1{,}25325\,\tau + 5{,}67322 \ [\%] \qquad (6)$$

Pentru variația conținutului de hidrogen în funcție de timp s-a considerat că nu este necesară stabilirea ecuației de regresie prin prelucrarea matematică a datelor experimentale deoarece punctele experimentale s-au încadrat foarte bine pe o dreaptă.

Această interdependență a fost stabilită prin scrierea ecuației unei drepte ce trece prin două puncte cunoscute:

$$[H] = 3529 \cdot 10^{-5}\,\tau + 16000 \cdot 10^{-5} \qquad (7)$$

Rezultatele determinărilor experimentale, precum și dreptele corespunzătoare ecuațiilor (5), (6), (7) sînt prezentate în figura 1.

După cum se poate constata pe baza diagramei din figura 1, pentru tehnologia prezentată nu toate piesele turnate vor corespunde din punctul de vedere al proprietăților mecanice. Aproximativ după piesa numărul 42 alungirea nu mai este satisfăcătoare, fiind sub valoarea minimă de 3 %, iar rezistența la rupere se micșorează sub valoarea impusă după piesa cu numărul 48.

În condițiile date, diminuarea proprietăților mecanice este determinată numai de suflurile provocate de hidrogenul dizolvat în aliajul lichid.

Rezultate experimentale și concluzii

În vederea asigurării unui aliaj lichid de calitate corespunzătoare, în ceea ce privește conținutul de hidrogen trebuie respectate unele indicații cu caracter general.

Astfel, operația de degazare să se facă pe cît posibil într-o fază a tehnologiei de elaborare

Rezultatele determinărilor experimentale *Tabelul 2*

τ[h]	0	0,25	0,50	0,75	1,00	1,25	1,50	1,75	2,00	2,25	2,50
Nr. piesei	0	5	10	15	20	25	30	35	40	45	50
σ[N/mm²]	–	368	360	352	368	352	336	344	312	388	312
A_5[%]	–	4,5	4,5	5	6	4	4	4	3	2	2,5
H[cm³/100g]	0,45	–	–	–	0,196	–	–	–	0,23	–	0,25

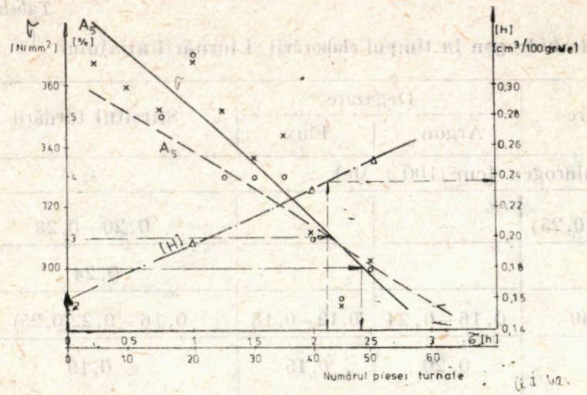


Fig. 1. Variația proprietăților mecanice și a conținutului de hidrogen în funcție de durata de turnare (numărul piesei turnate) pentru aliajul ATSi5Cu1, turnat prin contrapresiune

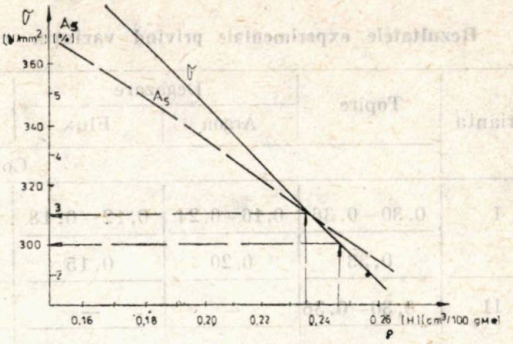


Fig. 2. Variația proprietăților mecanice în funcție de conținutul de hidrogen pentru aliajul ATSi5Cu1, turnat prin contrapresiune

cît mai apropiată de turnarea propriu-zisă (în cazul analizat — în cuptorul de turnare). Printr-o astfel de organizare a tehnologiilor de degazare — turnare se urmărește evitarea gazării aliajului lichid degazat în timpul operațiilor tehnologice care intervin între degazare și turnare.

În același timp este recomandat ca variația conținutului de hidrogen în aliajul lichid să fie urmărită pe toate fazele tehnologice în vederea depistării factorilor aleatori ce au o influență semnificativă asupra conținutului de hidrogen din aliaj, precum și în vederea economisirii degazării suplimentare cu flux, cînd conținutul de hidrogen, în urma degazării cu gaz inert, se încadrează în limitele impuse.

Datorită creșterii conținutului de hidrogen în aliajul topit în timpul turnării, proprietățile pieselor turnate sînt diminuate; în această situație trebuie luate o serie de măsuri.

Ca o primă măsură se recomandă întreruperea tehnologiei de turnare și aplicarea unei noi degazări în vederea încadrării conținutului de hidrogen în limite care să asigure proprietăți mecanice corespunzătoare pieselor turnate. În acest sens este indicat să se stabilească corelații directe între conținutul de hidrogen și proprietățile mecanice. Astfel, prin eliminarea timpului (τ) din ecuațiile (5) — (7) rezultă ecuațiile (8), (9), care redau variația proprietăților mecanice în funcție de conținutul de hidrogen:

$$\sigma = -1042{,}67\ [H] + 556{,}63\ [N/m^2] \quad (8)$$

$$A_5 = -35{,}51\ [H] + 11{,}355\ [\%] \quad (9)$$

Aceste interdependențe sînt prezentate și grafic în figura 2.

Ecuațiile (8) și (9) (graficul din fig. 2) pot fi folosite la prognozarea proprietăților mecanice ale pieselor turnate dintr-un aliaj dat în funcție de conținutul de hidrogen din metalul topit. Această metodă preventivă de control prezintă o importanță deosebită, ținînd seamă și de faptul că ea este o metodă nedistructivă în comparație cu metodele obișnuite, clasice, care stau la dispoziție la verificarea proprietăților mecanice.

Este de recomandat ca pentru utilizarea practică diagrama din figura 2 să fie completată cu variația proprietăților în funcție de conținutul de hidrogen și pentru limitele superioare și inferioare ale concentrației elementelor de aliere din aliaj.

Pentru utilizare practică, diagrama din figura 2 (8), (9) trebuie întocmită în parte pentru fiecare tip(marcă) de aliaj și tehnologie de turnare, deoarece conținutul remanent de hidrogen ce formează sufluri în piesele solidificate este și în funcție de viteza de răcire.

Se poate afirma că determinarea conținutului de hidrogen din metalele topite, care este o operație simplă, nedistructivă, poate servi atît la controlul tehnologiei de elaborare cît și la prognozarea proprietăților mecanice ale pieselor turnate.

Prognozarea proprietăților mecanice ale pieselor turnate deja în stare lichidă face ca procedeul prezentat să devină o metodă activă de control, făcînd posibilă luarea unor măsuri imediate (degazare) în vederea încadrării proprietăților mecanice (conținutului de hidrogen) în limitele prescrise, reducînd astfel rebutul la piesele turnate.

Mai mult, prin menținerea conținutului de hidrogen în anumite limite se poate asigura ca dispersia proprietăților mecanice la piesele turnate să fie mai mică, caracteristicile și proprietățile de exploatare să devină mai uniforme.

BIBLIOGRAFIE

[1] Talbot, D.E.J.: *Effects of Hydrogen in Aluminium, Magnesium, Copper, and their Alloys.* În: International Metallurgical Reviews, SUA, 1975 vol. 20, Nr. 201, p. 166—184.

[2] Pleter O., Jula, Gh.: *Considerații în legătură cu degazarea aluminiului și a aliajelor sale.* A VI-a conferință de turnătorie 25—27, București, oct. 1973 — cu tema „Tehnologii noi cu productivitate ridicată folosite în turnătorii", p. 1—30.

[3] * * * *Ermittlung des Wasserstoffgehaltes in Aluminium schmelzen.* În: Aluminium, R.F.G., 1983, Nr. 4, p. 266—268.

[4] * * * Cartea aparatului „ALU Model 82" pentru determinarea conținutului de [H].

Dr. ing. Ana-Maria Socolescu
și dr. ing. Sanda Vișan
Academia de Studii Economice
București

Metode de solubilizare a elementelor prin procedee hidrometalurgice în vederea valorificării *(Lucrare de sinteză)*

CZ: 669.053.4

În vederea valorificării elementelor utile din minereuri neferoase sărace și produse metalurgice secundare, s-a extins în ultimii ani folosirea metodelor hidrometalurgice, mai simple și mai economice.

Solubilizarea diferitelor metale neferoase în vederea separării se realizează cu diverși reactivi, dintre care cei mai utilizați sînt acidul sulfuric, acidul clorhidric și clorurile, hidroxidul de sodiu, hidroxidul de amoniu.

Astfel, lesierea directă a concentratelor sulfuroase de Cu—Zn și separarea selectivă a Zn au fost realizate [1] prin lesiere cu H_2SO_4 la 90—100°C într-un reactor deschis în prezența a 50 g/l $Fe_2(SO_1)_3$ servind ca agent de oxidare pentru sulfura de zinc.

Pentru a studia efectul activării mecanice și chimice asupra proprietăților concentratelor sulfuroase de zinc, s-au folosit termogravimetria, ATD, difracția de raze X și analiza chimică [2]. Astfel concentrate de Zn cu 47,8 % Zn; 9,6 % Fe; 33 % S și 0,77 % Cu au fost activate mecanic într-un dezintegrator centrifugal, variind energia și timpul. Randamentul de recuperare a zincului din concentratele activate și apoi lesiate cu H_2SO_4 (80 g/l) la 70°C, timp de trei ore crește direct proporțional cu energia de activare și durata activării. Zincul este recuperat [3] din minereuri și concentrate sulfuroase prin lesiere cu electrolit uzat conținînd H_2SO_4, la 70°C și o atmosferă, în prezența ionului de fier trivalent, purificarea prin cristalizare a $FeSO_4$ și precipitarea $Fe(OH)_3$ prin neutralizarea și oxidarea fierului bivalent la trivalent și electroliză.

Reziduul insolubil este uscat și topit într-un cuptor ciclon, obținîndu-se o mată Cu, Au, Ag, zgură și gaze din care ZnO este recuperat.

Un utilaj constînd din două reactoare cu strat fluidizat și un tanc de liniștire realizează [4] lesierea continuă a minereurilor neferoase, în special a minereurilor de Zn oxidate cu acid sulfuric. Este asigurată completa dizolvare a zincului și cadmiului în timp ce dizolvarea fierului, aluminiului, germaniului, arsenului și a altor elemente este redusă semnificativ.

Metalele sînt extrase și se separă din minereuri și concentrate [5], lesiind cu acid sulfuric și oxidînd sulfurile la sulf. Se formează o barbotină conținînd metalele dizolvate, sulf, sulfuri nereacționate, gangă și compuși precipitați. Barbotina este condusă, la 110—160°C și p = 3 000 kPa, într-o zonă de separare unde sulful se strînge prin coalescență împreună cu sulfurile nereacționate. Fluidul este menținut în mișcare pentru a-l separa în două fracții. Prima fracție conține metale dizolvate și unul sau mai multe materiale din gangă și precipitate și are o viteză de depunere mai mică decît componenta vitezei de jos în sus. A doua fracție conține sulf lichid coalescent și sulfuri nereacționate și se filtrează la cald pentru a se obține turte de sulfuri nereacționate și sulf lichid.

Astfel, un concentrat cu 48,8 % Zn; 5,8 % Pb; 10,5 % Fe; 32,5 % S; 0,2 % CaO și 1,7 % SiO_2 a fost lesiat la 146—154°C și 1130 kPa cu o soluție conținînd H_2SO_4, pentru a se obține o barbotină cu 120 g/l Zn, 5 g/l Fe și și 25 g/l H_2SO_4 care a fost separată prin curgere cu 11 cm/min pentru a se obține peste 99,9 % sulf pur și turte conținînd 29,2 % S; 25,0 % Zn; 8,5 % Fe; 1,3 % Pb.

Într-un brevet sovietic [6] prelucrarea concentratelor sulfuroase și a produselor intermediare cu conținut de metale neferoase și prețioase se realizează prin tratarea acestora cu H_2SO_4 65 — 70 % și apoi lesiere cu apă în raport S :L = 1 : (2—3).

Separarea selectivă a zincului și a metalelor prețioase, de cupru și fier crește prin adăugarea de $CuSO_4$ în H_2SO_4 în proporție de 0,125 — — 0,25 kg/kg de produs și lesierea cu apă la 130—140°C.

Procesul de lesiere a unui concentrat de cupru-zinc cu o soluție acidă de sulfat de cupru (conținînd 15 g/l H_2SO_4 la 190°C) este optimizat [7] în vederea dizolvării selective a Fe și Zn și precipitării de Cu_{2-x} S.

Un material oxidic conținînd zinc [8] este tratat cu apă apoi cu H_2SO_4 pînă la pH = = 5 — 5,5 pentru a obține soluție de $ZnSO_4$ și reziduu. Astfel, concentratul prăjit de zinc cu 40—60 % Zn, pînă în 20 % Fe; 0,2 — 0,6 % Cd; 0,5 — 5 % Pb; 0,1—1 % Cu; 1—5 % As a fost amestecat cu apă în raport S : L = 1 : 2 iar produsul a fost tratat cu H_2SO_4 pînă la pH = 5 — 5,5. După amestecare timp de 2 ore, suspensia a fost filtrată pentru a da o soluție conținînd 250—350 g/l $ZnSO_4$ și Fe mai puțin de 0,2 g/l. Soluția a fost concentrată și cristalizată și s-a obținut 99,5 % $ZnSO_4 \cdot 7H_2O$.

Un brevet japonez [9] recuperează metalele conținute în prafuri prin lesierea cu H_2SO_4 și adăugare de materiale alcaline la reziduul lesierii pentru a dizolva plumbul.

Metoda se aplică prafurilor conținînd Fe, Zn, Pb, Ag, Cl, F care se lesiază cu soluție de acid

sulfuric pentru a se obține o soluție care conține Zn, Cl, F.

Soluția apoasă de NaOH a fost adăugată reziduului pentru a dizolva plumbul. Reziduul conține Fe și Ag în concentrații mari.

Precipitarea metalelor neferoase cum ar fi As, Cu, Zn, din soluții acide se poate realiza și cu sulfuri metali e alcaline [10].

Recuperarea sulfului și metalelor dintr-un reziduu de la lesiere poate fi realizată cu randamente de 98 % pentru sulf, 98 % pentru plumb și sub 80 % pentru celelalte metale, lesiind cu Na_2S și apoi electrolizînd soluția [11].

Un brevet sovietic [12] propune obținerea zincului sub formă de oxid în urma tratării materialelor cu conținut de metal cu o soluție concentrată de hidroxid al unui metal alcalin, diluarea barbotinei rezultate cu apă, filtrare, descompunerea soluției de silicați, filtrarea și uscarea precipitatului de ZnO. Gradul de separare al ZnO crește, iar timpul necesar descompunerii soluției de silicați se reduce, adăugînd bioxid de carbon în raport stoichiometric cu ZnO.

De asemenea, zincul a fost recuperat din ape reziduale de la fabrica de fibre artificiale prin precipitare cu NaOH, la 80—90°C, la pH = = 10,5 — 10,7 [13]. Astfel 187 m^3 ape conținînd $ZnSO_4$ și H_2SO_4 12,62 kg/m^3 și respectiv 41,71 kg/m^3 au fost tratate cu 228 g/l NaOH la 80—90°C, realizîndu-se un randament de extracție de 99,4 — 99,5 %. Hidroxidul de zinc precipitat a fost separat prin sedimentare și dizolvat în H_2SO_4 pentru a obține o soluție refolosibilă cu 87 g/l $ZnSPO_4$.

Un alt brevet românesc [14] valorifică concentrate cu oxizi și carbonați obținute la prelucrarea minereurilor cu conținut de Cu, Zn, Pb, Fe.

De pildă, un concentrat conținînd 32 % Pb, 4 % Cu, 11 % Zn și 13 % Fe sub formă de oxizi și carbonați (92 %), sulfați (5 %) și sulfuri (1 %) a fost lesiat 2—3 ore la 40—70 °C cu NH_4OH 20 % pentru a obține o soluție conținînd 10—20 g/l cupru și 50—70 g/l zinc, precum și un reziduu conținînd 40—50 % Pb; 0,2— — 0,5 % Cu și 0,5—1,5 % Zn.

Soluția a fost tratată cu vapori de apă pentru a precipita oxizii de zinc și cupru. Aceștia au fost tratați cu H_2SO_4, obținîndu-se o soluție conținînd 20 g/l cupru și 60—120 g/l zinc. Soluția a fost electrolizată pentru a se obține burete de cupru (98 % Cu). Reziduul conținînd mai mult de 40 % plumb a fost tratat pirometalurgic.

O altă metodă propusă în literatură pentru valorificarea concentratelor polimetalice este lesierea lor cu soluție fierbinte de $FeCl_3 \cdot 6\ H_2O$ (160 g), NaCl (70 g) și HCl 38 % (10 ml) în 200 g apă pentru a forma cloruri metalice alături de sulf [15]. Unele metale nu reacționează (FeS_2), altele reacționează lent (Mo, W), $PbCl_2$ precipită la răcire, Ag se depune pe Cu, Cu pe Pb, iar alte elemente se depun pe fier.

Cadmiul și zincul se recuperează cu schimbători de ioni. Pentru creșterea eficienței se recomandă operarea în contracurent.

Procesul este nepoluant și permite extragerea argintului în prezența Hg, As, Sb și Bi. Sulful se recuperează, iar reactivul se recirculă după oxidare cu Cl_2 sau NaCl.

Metoda bazată pe lesierea cu soluție apoasă de clorură de calciu în acid clorhidric se utilizează la tratarea concentratelor conținînd 5 — 10 % Pb, 5—10 % Cu, 5—20 % Zn și sulf mai puțin decît cel necesar pentru prăjirea minereurilor sulfuroase.

Lesierea concentratelor la 100—105°C, timp de două ore, cu o soluție de 20 % $CaCl_2$ în HCl 20 % duce la dizolvarea Pb, Cd, Bi și Zn în timp ce Cu și Mo rămîn în reziduul insolubil.

Plumbul este separat din soluție ca $PbCl_2$, bismutul și cadmiul prin cementare cu zinc metalic sau precipitare cu hidrogen sulfurat și zincul ca hidroxid sau sulfură.

Reziduul insolubil conținînd cupru și molibden este prăjit și lesiat acid. Acidul clorhidric și clorura de calciu sînt recuperate [16].

Folosirea aceluiași reactiv este studiată și într-un brevet american [17]. Cuprul, plumbul și zincul sînt recuperate din sulfuri complexe (minereuri sau prafuri) prin lesiere cu clorură de calciu sau de bariu în prezența oxigenului la 80—150°C. Astfel, un minereu sulfuros conținînd 0,6 % Cu; 2,6 % Pb; 4,6 % Zn; 35 % Fe; 37 % S și 198 g/t Ag a fost tratat cu o soluție de $CaCl_2$ 20 % într-o autoclavă la 100°C și 60 psi O_2 timp de 20 de ore.

Solubilizarea cuprului a fost de 75 %, a plumbului de 71 %, a argintului de 67 % și a zincului de 96 %. Aproximativ 90 % din fier rămîne în soluție.

Un brevet englezesc [18] valorifică metalele neferoase, cupru și zinc, din minereuri sulfuroase tot prin lesiere cu soluție apoasă de $CaCl_2$ pentru a obține un reziduu conținînd oxid de fier și sulfat de calciu. Soluția de lesiere este trecută pe un schimbător cationic pentru recuperarea metalelor, iar $CaCl_2$ este recirculată. Soluția de cloruri conține $ZnCl_2$, $CuCl_2$, $MgCl_2$, NaCl și KCl. Zincul se separă prin extracție cu vis 2 — etilhexilfosiat în izodecanol. Astfel un concentrat cu 30,60% Zn; 13,16 % Pb; 2,35% Cu; 13,06 % Fe; 0,32 % Ni; 0,0217 % Ag; 0,146 % Cd a fost lesiat într-o autoclavă la 230°C, timp de 180 minute la 1688 psi, cu soluție conținînd 110 g/l MgO_2, 100 g/l $CaCl_2$ și 30 g/l NaCl. Recuperarea zincului și cuprului a fost de 99,9 % și respectiv 99,6 %.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gerlach, I. În: Metall, R.D.G., 36 (5), 1982, p. 518—523.
[2] Neboicenko, S. S., Bolatbaev, K. N. În: Iz. VUZ. Tvetnie Metalli, U.R.S.S. nr. 3, p. 27—31.
[3] Esna-Ashai, M., Hilbraus, H. Patent R.F.G. 3.41.740, mai 1984.
[4] Burovoi, I. A., Salikhov, Z. G. ş.a. Patent R.F.G., 3.229.436, 1984.
[5] Hirsch, H. E., Higginson, I.F. ş.a. Patent, Anglia, 1598, 454, sept. 1981.
[6] Liubimova, I.P., Teterina, L. P. ş.a. Patent U.R.S.S., 1.068.519, ian. 1984.
[7] Neustroev, V. I., Neboicenko, S. S. ş.a. În: Iz. VUZ, Tvetnie Metalli, U.R.S.S., nr. 1, 1982, p. 40—43.
[8] Goldstein, J., Bordas, E. ş.a. Patent R.S.R., 79727, iulie, 1982.
[9] Patent Japonia 59.166.635, sept. 1984.
[10] Gertman, E. M., Ivankin, A. A. ş.a. Patent U.R.S.S., 1.129.258, dec. 1984.
[11] Lei, K., Carnaham, T. ş.a. În: Rep. Invest. U.S. Bur. Mines, S.U.A., 1982.
[12] Kamalov, O. K., Laptev, V. Patent U.R.S.S., 1.018.994, mai 1983.
[13] Ghetie, F., Nistreanu, V. Patent R.S.R. 83249, februarie 1984.
[14] Volcovinski, Gh., Kesen, M. ş.a., Patent R.S.R., 75.919, aprilie 1981.
[15] Caceres, I. F. În: Bul. Soc. Quim, Peru, 49(4), 1983, p. 300—311.
[16] Paraschiv, I., Valcovinschi M. ş.a. Patent R.S.R., 79014, ianuarie 1982.
[17] Smyres, G. A., Haskett, P. Patent S.U.A., 4410 496, octombrie, 1983.
[18] Adamson, D. V., Bicker, R.. ş.a. Patent Anglia, 2 128 597, mai, 1987.

REVISTA REVISTELOR

Izv. Vuz — Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 2, 1987

Entalpia formării calcogenitului de fier. Sistemul Fe—Te, p. 1—Analiza cinetică a reducerii fierului din topitura de silicat cu oxid de carbon, p. 3 — Analiza proceselor de topire reducătoare a peletelor din titan şi magnetită, p. 7 — Filtrarea topiturilor de zgură pe bază de fier prin umplutură de cocs, p. 11 — Încălzirea şi reducerea formaţiilor de minereu şi cărbune în cimp electromagnetic, p. 14 — Studierea dinamicii coloanei materialelelor de încărcătură pe un model al furnalului, p. 16 — Estimarea diferenţială a degajării de căldură la interacţiunea amestecului de CO şi CO_2 cu şarja de furnal, p. 20 — Determinarea consumului de cocs la elaborarea în furnal după temperatura din creuzet, p. 24 — Desulfurarea metalului la elaborarea oţelului cu conţinut foarte scăzut de carbon în convertizoarele cu insuflare de oxigen, p. 27 — Termochimia proceselor de oxidare în cuptoarele cu vatră pentru elaborarea oţelului, cu oxigenul gazos, al impurităţilor din fontă şi al carburatorilor solizi, p. 30 — Estimarea influenţei termice a nervurilor mantalei asupra cîmpului de temperatură al electrozilor autococsificabili, p. 33 — Viteza de topire a titanului în topitura de oţel inoxidabil, p. 35 — Optimizarea parametrilor principali ai complexului de laminoare pentru producţia de semifabricate, p. 39 — Modelarea condiţiilor de laminare la cald pe laminorul continuu, p. 44 — Calculul tensiunilor remanente în ţevi după tragere, p. 48 — Viteza de deformare la laminare, p. 51 — Rezistenţa la fisurare a oţelului de şine călit în volum, obţinut prin diferite metode de dezoxidare, p. 56 — Studierea tensiunilor remanente la încovoiere, p. 61 — Influenţa elementelor greu fuzibile asupra stabilităţii la relaxare a aliajelor elinvar de temperatură înaltă, p. 63 — Aplicabilitatea microdurităţii pentru caracterizarea proprietăţilor de rezistenţă ale straturilor superficiale, p. 67 — Influenţa tratamentului termomecanic asupra transformărilor de fază în oţeluri austenitice, p. 72 — Studierea rezistenţei la coroziune a oţelurilor aliate sinterizate, p. 76 — Modelarea numerică a procesului de solidificare a semifabricatului într-un cristalizor de grafit, p. 78 — Calculul porozităţii de contracţie în piesele turnate fasonate, p. 79 — Caracterul funcţionării unui regenerator compact cu straturi, în cazul unor caracteristici variabile ale purtătorului de căldură, p. 84 — Studierea condiţiilor limită ale schimbului de căldură în secţiile cu role şi duze ale maşinilor de turnare continuă a sleburilor, p. 87 — Determinarea căldurii specifice eficente a minereurilor feroase, p. 91 — Necesitatea dirijării stării termice şi de tensionare termică a lingoului înaintea laminării, p. 94 — Sistemul conducerii încălzirii metalului, p. 97 — Sulful în produsele arderii păcurii şi a amestecului acesteia cu gaz natural, p. 100 — Studierea regimului de temperatură al cuptorului adînc de încălzire recuperativ, p.104 — Metodologia de calcul şi de utilizare a cifrelor tehnologice de combustibil, p. 108 — Particularităţile modelului matematic al încălzirii prin contact electric la tratamentul termomecanic al sîrmei din oţel de rezistenţă înaltă, p. 112 — Studierea procesului de rafinare a metalului într-un agregat cu jgheab pe baza modelului cu celulă, p. 116 — Determinarea momentului de basculare a convertizorului în funcţie de greutatea metalului lichid, p. 120 — Determinarea parametrilor optimi ai rolelor cu bandaje fretate ale maşinilor de turnare continuă, p. 122 — Perfecţionarea diviziunii şi cooperării muncii în întreprinderile siderurgice, p. 127 — Metodologia estimării nivelului de organizare a producţiei în secţiile de convertizoare, p. 130 — Entalpia la temperatură înaltă şi căldura specifică a aluminurei de zirconiu $ZrAl_3$, p. 133 — Estimarea caracterului eterogen al zgurelor de convertizor în perioada iniţială de suflare, p. 134 — Studiul experimental al modificării formei metalului în calibrul cu trei canale, p. 136 — Influenţa temperaturii şi a gradului de deformare asupra proprietăţilor mecanice ale metalului la laminarea la cald, p. 136 — Durificarea termică a barelor cu utilizarea căldurii de laminare, p. 137 — Mecanismul formării fazei în aliajele sistemului Fe—Cr—Ni, p. 138 — Modelul matematic al aliajelor refractare înalt aliate pe bază de nichel, p. 140 — Utilizarea complexului de probe tehnologice pentru diagnosticarea procesului de producţie a pieselor turnate din oţel, p. 141 — Construirea modelelor dinamice de adaptare ale proceselor de recoacere a oţelului laminat la rece în cuptoarele cu clopot, p. 141.

Cercetări privind efectul de modificare al unor adaosuri de microaliere asupra structurii aliajelor de aluminiu

Dr. ing. D. Chircă, ing. Valerica Suciu
și ing. M. V. Suciu
Institutul politehnic — București

CZ: 669.17:669.715

Este cunoscut că structura primară a materialelor metalice, asupra cărora se poate acționa prin procedee de modificare, are o puternică influență asupra proprietăților mecanice și asupra comportării lor la deformare plastică.

Modificarea poate fi considerată a o creștere a dispersiei metalului sau aliajului atît sub influența unor cantități neînsemnate de adaosuri de microaliere, cît și a unor factori de natură fizică.

În cazul aliajelor de aluminiu s-a stabilit [1] [2] că finețea structurii în ansamblu depinde de poziția acestora în cadrul diagramei de echilibru. Astfel, în aliajele monofazice în care nu se formează faze secundare (aliaje deformabile plastic și necălibile) finețea structurii este determinată de finețea structurii dendritelor primare, în aliajele monofazice în care apar faze secundare (aliaje deformabile plastic și călibile) este determinată atît de finețea dendritelor primare cît și de dispersia fazelor secundare, iar în aliajele care conțin eutectice (aliaje de turnătorie) finețea structurii este definită de finețea și aspectul morfologic al eutecticelor.

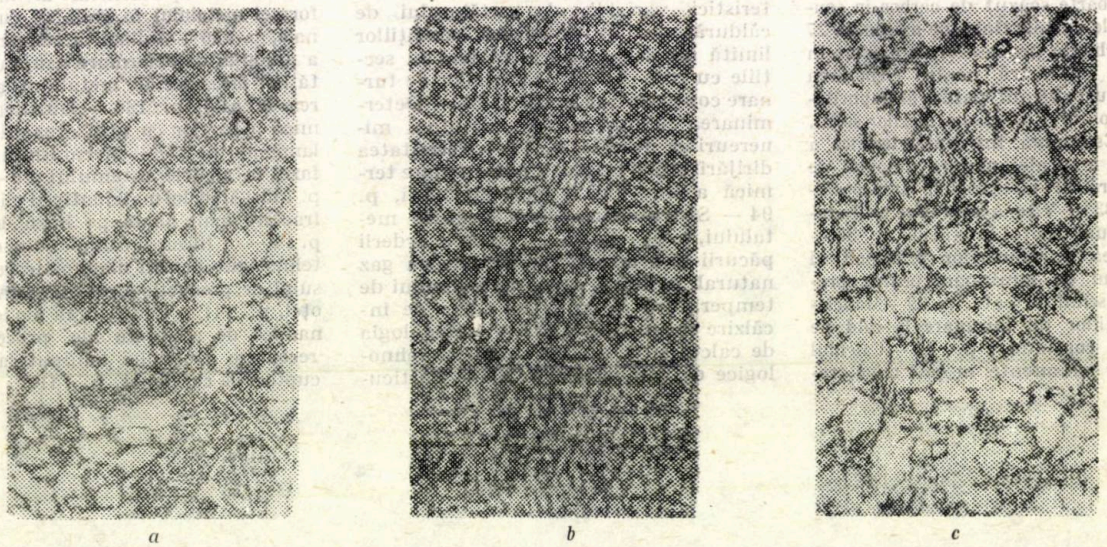
Caracteristicile mecanice ale aliajului ATSi10Mg sînt direct influențate de caracteristicile microstructurale ale fazelor eutecticului. Modificarea topiturii înaintea turnării schimbă radical caracteristicile microstructurale ale fazelor eutecticului, influențînd favorabil proprietățile mecanice ale aliajului.

Experimentări efectuate

Modificarea aliajului ATSi10Mg cu sodiu metalic sau săruri de sodiu este cunoscută și practicată de mult timp în turnătorii; totuși, unele dezavantaje tehnologice ale modificării cu sodiu impun realizarea de cercetări pentru obținerea unor substanțe modificatoare care să asigure în primul rînd un efect modificator stabil. În acest sens lucrarea prezintă cercetările efectuate privind acțiunea modificatoare a titanului, borului și stronțiului, comparativ cu cea a sodiului, asupra aliajului ATSi10Mg.

Microstructura aliajului ATSi10Mg turnat și nemodificat (fig. 1,*a*) se caracterizează prin prezența cristalelor de soluție solidă α_{Al}, a eutecticului ($\alpha_{Al} + \beta_{Si}$) cu structură grosieră în care β_{Si} are aspect acicular și a unor cristale de fază intermediară cu compoziție variabilă de tipul Al(MnFe)Si. Eutecticul aliajului ATSi10Mg, nemodificat, are o structură uniformă cu plachete de siliciu distribuite întîmplător în masa de soluție solidă α_{Al}. Cristalele de siliciu, dure și fragile, sînt răspunzătoare de proprietățile mecanice scăzute și de tenacitatea mică a aliajului nemodificat. Prin modificare eutecticul ($\alpha_{Al} + \beta_{Si}$) devine foarte fin, cu o repartiție uniformă și fin divizată a siliciului.

Influența modificării cu sodiu a fost pusă în evidență prin analiza complexă a unui număr de



a *b* *c*

Fig. 1. Micrografia aliajului ATSi10Mg turnat în cochilă metalică: *a* — nemodificat; *b* — modificat cu sodiu (0,033 % Na); *c* — modificat cu titan și bor (0,013 % Ti + 0,002 % B). Mărirea 150 : 1

cinci șarje elaborate cu conținuturi diferite de sodiu remanent, între 0,012 și 0,097 % Na. În figura 1,*b* se prezintă rezultatul analizei microscopice efectuate pe proba prelevată dintr-o șarjă cu un conținut remanent de 0,33 % Na.

Analiza metalografică a materialelor modificate cu sodiu arată că acesta este un bun modificator al aliajului ATSi10Mg, eutecticul prezentînd o microstructură cu o repartiție uniformă și fin divizată a siliciului. La conținuturi mici de modificator se obțin structuri parțial modificate (în eutectic există încă cristale aciculare de siliciu), iar la conținuturi mari se obțin structuri supramodificate, structuri caracterizate prin prezența unor borduri groase la limita coloniilor eutectice, produse probabil prin cristalizarea în aceste zone a eutecticului ternar ($\alpha_{Al} + \beta_{Si+AlSiNa}$). Studiul distribuției elementelor componente și al naturii fazelor din aliajul ATSi10Mg modificat cu sodiu a fost realizat prin analiză microroentgenostructurală. În cazul unui conținut de sodiu care asigură un efect optim de modificare (sodiu remanent 0,33 %), se remarcă modificarea corectă a structurii aliajului ATSi10Mg, structura fiind alcătuită din cristale de soluție solidă α_{Al}, eutectic pseudoglobular ($\alpha_{Al} + \beta_{Si}$) și faze complexe de tipul Al(MnFe)Si, Mg_2, Si, AlSiNa.

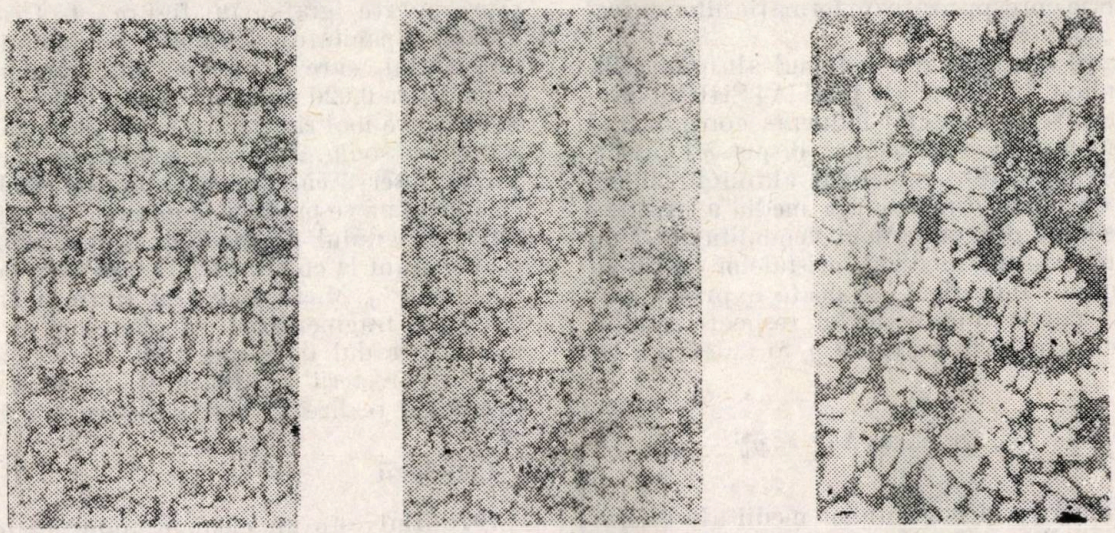
Analiza metalografică a aliajului ATSi10Mg microaliat cu titan și bor (fig. 1,*c*) arată că microstructura acestor aliaje este alcătuită din mai multe tipuri de faze : cristale aciculare de culoare cenușie, dispuse în formațiuni eutectice, cristale poliedrice.

Acțiunea modificatoare a stronțiului asupra aliajului ATSi10Mg a fost pusă în evidență prin analiza complexă a unui număr de cinci șarje care prezintă conținuturi diferite de stronțiu remanent între 0,01 și 0,091 %. Analiza metalografică a aliajelor modificate cu stronțiu arată că acesta prezintă un efect modificator comparabil cu cel al sodiului. Eutecticul aliajului ATSi10Mg modficat cu stronțiu este fin dispersat, cel mai mare grad de dispersie obținîndu-se la conținuturi de stronțiu remanent de aproximativ 0,030 %.

Spre deosebire de modificarea cu sodiu, în cazul modificării cu stronțiu se obțin structuri corect modificate chiar și la conținuturi foarte mici de stronțiu, iar la conținuturi mari nu se observă efect de supramodificare. Stronțiul acționează ca agent modificator eficace și asupra cristalelor dendritice de soluție solidă α_{Al}. Comparînd micrografiile din figura 2, se observă că la conținuturi de aproximativ 0,030 % Sr remanent se obțin dendrite de soluție solidă α_{Al} mult mai scurte și mai fine decît la conținuturi foarte mici (0,010 % Sr) sau foarte mari (0,091 % Sr).

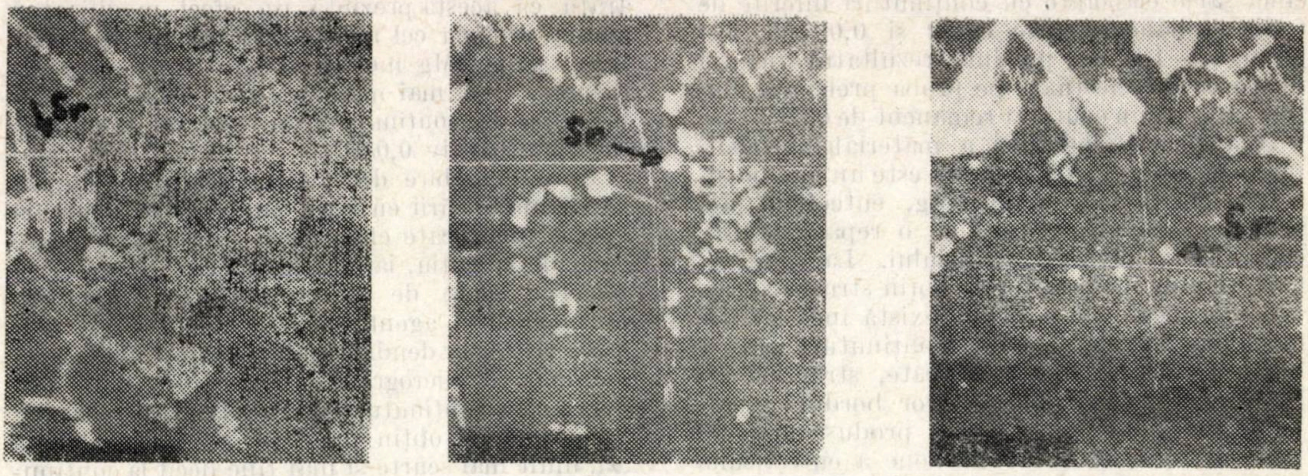
Studiul distribuției elementelor componente și al naturii fazelor din aliajul ATSi10Mg modificat cu stronțiu s-a realizat cu ajutorul microsondei electronice pe eșantioanele utilizate și în cadrul analizei metalografice. Pentru toate aliajele analizate (stronțiu remanent între 0,010 și 0,091 %) s-au observat structuri corect modificate, alcătuite din cristale dendritice de soluție solidă α_{Al}, eutectic pseudoglobular ($\alpha_{Al} + \beta_{Si}$) și cristale alungite sau ramificate în rozetă. Identificarea elementelor arată că fazele pseudoglobulare din eutectic sînt cristale de siliciu, iar în zonele alungite și în cele ramificate în rozetă s-au identificat faze intermediare complexe de tipul Al(MnFe) Si și compuși de tipul Mg_2Si.

În cadrul cercetărilor efectuate în vederea localizării stronțiului, au fost identificate cristale globulare cu dimensiuni de $2-4 \cdot 10^{-6}$ m, care reprezintă zone de concentrare a stronțiului (fig. 3), siliciului și aluminiului. Aceste



a *b* *c*

Fig. 2. Micrografia aliajului ATSi10Mg modificat cu stronțiu : *a* — 0,010 % Na ; *b* — 0,030 % Na ; *c* — 0,091 % Na. Mărire 150 : 1



a *b* *c*

Fig. 3. Micrografia imaginii de compoziție la microsonda electronică și profilul curbei de variație a stronțiului : *a* — 0,010 % Sr ; *b* — 0,030 % Sr ; *c* — 0,091 % Sr. Mărirea 600 :1

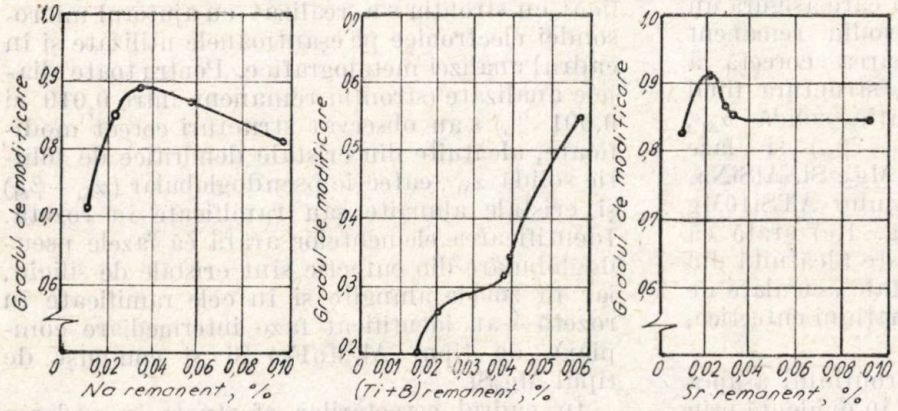


Fig. 4. Influența conținutului de agent modificator asupra dispersiei eutecticului în aliajele ATSi10Mg : *a* — influența sodiului ; *b* — influența cumulată a titanului și borului ; *c* — influența stronțiului

cristale care reprezintă compuși complecși de tipul $(SiSr)_x Al_4$ sînt plasate în regimurile structurale corespunzătoare formațiunilor eutecticului $\alpha_{Al} + \beta_{Si}$.

În cazul aliajelor din sistemul aluminiu-siliciu, implicit în cazul aliajului ATSi10Mg prezintă un interes deosebit influența conținutului de agent modificator asupra dispersiei cristalelor de siliciu din eutecticul aluminiu-siliciu. Notînd cu μ_0 Si dimensiunea medie a cristalelor de siliciu din eutecticul nemodificat și cu μ_i Si dimensiunile medii ale cristalelor de siliciu în eutecticul modificat, se poate exprima gradul de dispersie al eutecticului, respectiv gradul de modificare, prin mărimea g_i Si calculată cu relația :

$$g_i^{Si} = \frac{\Delta\mu_i^{Si}}{\mu_0^{Si}}, \text{ în care } \Delta\mu_i^{Si} = \mu_0^{Si} - \mu_i^{Si}$$

Determinarea dimensiunilor medii ale cristalelor de siliciu s-a realizat prin micrometrarea cristalelor de siliciu în cîmpul microscopului la mărirea 1000 :1, rezultatele măsurătorilor și gradul de modificare al eutecticului în funcție de conținutul remanent de modificator fiind reprezentate grafic în figura 4. Diagramele indică capacitatea deosebită de modificator a stronțiului, care la un conținut remanent cuprins între 0,020 și 0,030 % asigură un grad de modificare mai ridicat decît cel atins la modificarea cu sodiu. În cazul modificării cu stronțiu se observă că, spre deosebire de modificarea cu sodiu, nu se produce fenomenul de supramodificare, gradul de modificare rămînînd practic constant la conținuturi de stronțiu mai mari de 0,030 %. Microalierea cu titan și bor, deși duce la fragmentarea plachetelor de siliciu, mărind gradul de dispersie al eutecticului pe măsura creșterii conținutului de titan și bor, totuși nu realizează o modificare propriu-zisă.

Concluzii

Stronțiul este un element modificator activ pentru aliajul ATSi10Mg. Modificarea aliajului ATSi10Mg prin introducerea prealiajului AlSr10 realizează obținerea unei structuri de turnare

în care eutecticul este fin, dispers, microstructurile aliajelor modificate cu stronțiu fiind foarte asemănătoare celor obținute în cazul modificării corecte cu sodiu.

Studiul referitor la natura fazelor arată că, în afara fazelor α_{Al}, β_{Si}, Mg_2Si Al(MnFe)Si care apar în toate aliajele ATSi10Mg, în raport cu natura modificatorului se formează și alte faze. Astfel, în cazul modificării cu săruri de sodiu, la conținuturi mai mari de 0,033 % Na remanent au fost puse în evidență faze intermediare de tipul AlSiNa, iar în cazul modificării cu stronțiu apare faza $(SiSr)_xAl_4$.

Atît în cazul modificării cu stronțiu cît și în cazul modificării cu sodiu există un interval optim al conținutului rezidual de element modificator care asigură efect maxim al modificării. În cazul modificării cu sodiu, intervalul optim este foarte îngust (0,025 — 0,035 % Na), la conținuturi mai mici de 0,025 % Na obținîndu-se structuri submodificate, iar la conținuturi mai mari de 0,035 % Na, structuri supramodificate. Intervalul optim pentru stronțiu este mult mai larg (0,022 — 0,080 % Sr), în consecință nu se observă efect de supramodificare, iar la valori mai mici de 0,022 % Sr, deși se observă o scădere continuă a gradului de modificare, acesta rămîne totuși ridicat, pînă la conținuturi de 0,004—0,008 % Sr.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bondarev, B. I., ș.a. *Modifițirovanie aliuminievîh deformiruemîh splavov*, Ed. Metallurghia, Moscova, 1979.

[2] Fridliander, I. — *Aliuminievie deformirenie konstrukționie splavî*, Ed. Metallurghia, Moscova, 1979.

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, R.D.G., nr. 1, 1987

Experiențe în creșterea conținutului de fier vechi din convertizor, p. 1 — Utilizarea a 100 000 t combustibil pulverizat din cărbune brun prin procedeul KOSTE, p. 4 — Construirea și testarea unei instalații de topire pentru studierea desulfurării topiturilor de fier cu ajutorul zgurelor saturate la rece, p. 5 — Determinarea conținutului de oxigen din oțelul lichid, p. 6 — Primele rezultate ale utilizării fotometrului spectral cu absorbție de atomi AAS 3, în industria siderurgică, p. 6 — Controlul prin calculator al cuptoarelor continue cu mai multe zone pentru încălzirea lingourilor din oțel, p. 8 — Procedeu de fabricare a țevilor fără sudură, de capacitate redusă și medie, p. 12 — Experiențe privind fabricarea țevilor petroliere fără cusătură, pe un laminor Stossbank, p. 18 — Contribuție la îmbunătățirea toleranțelor barelor și sîrmei din oțel laminate la cald, p. 23 — Conducerea regimului de recoacere al cuptoarelor cu clopot cu ajutorul microelectronicii, p. 24 — Reconstrucția complexă și modernizarea unităților structurale ale secțiilor metalurgice, p. 29 — Construirea și dezvoltarea unui sistem de conducere automată, p. 32 — — Cea de-a 11-a conferință asupra tratamentului termic și tehnicii materialelor, p. 35.

Neue Hütte, R.D.G., nr. 3, 1987

Mecanismul și cinetica proceselor de fabricare a metalelor neferoase prin adaos de carbură de calciu, p. 81 — Contribuție la producerea corpurilor anodice din nichel depolarizate cu sulf, de tip pulverulent, prin procedee termice- p. 86 — Electrorafinarea cositorului, p. 90 — Contribuție la prelucrarea șistului cuprifer prin procedee de solubilizare, p. 94 — Experiențe în utilizarea aliajelor antifricțiune ca material maleabil, p. 95 — Tendințele de dezvoltare ale sîrmei din cupru, p. 98 — Proprietățile și posibilitățile de utilizare a sîrmei din oțel arămit, p. 103 — Recuperarea metalelor nobile din soluțiile de proces, p. 107 — Încercări privind recunoașterea reacțiilor de electrozi la dezargintarea electrolitică a soluțiilor de fixare, cu ajutorul diagramelor E-pH, p. 112 — Mașină de ciuruit pentru clasarea în domeniile cu granulație fină și suprafină, p. 117 — Colocviul asupra electrolizei metalelor cu electrozi din particule, p. 11.

Dr. ing. A. Nicolae, ing. C. Predescu
ing. C. Mihăilescu
Institutul politehnic — București
dr. ing. Al. Georgescu
Ministerul Industriei metalurgice
ing. Luminița Toderici
Intreprinderea „23 August" — București

Dirijarea favorabilă a termodifuziei umidității la uscarea formelor și a miezurilor de turnătorie

CZ: 621.741.1 : 621.743

Activitatea în turnătorii se caracterizează în prezent prin intensificarea preocupărilor pentru îmbunătățirea tehnologiilor de lucru în scopul ridicării calității produselor metalurgice, concomitent cu micșorarea consumurilor specifice de materiale și energetice. Pornind de la această idee, se poate afirma că și în domeniul fabricării formelor și miezurilor de turnătorie atenția trebuie îndreptată asupra reducerii necesarului de materii prime și materiale deficitare, în rîndul cărora se numără și substanțele utilizate la întărirea pe diverse căi a amestecurilor. O modalitate posibilă în acest caz este reactualizarea procedeelor clasice de uscare în cuptoarele sau instalațiile pentru uscare existente dar cu condiția aplicării unor măsuri prin care să se scadă consumurile de combustibil sau de energie.

Una din măsurile importante cu ajutorul căreia se poate acționa în acest sens este reprezentată de punerea la punct a unor procedee de uscare realizabile cu consumuri micșorate de combustibil. În baza acestei premise, colectivul de autori și-a propus îmbunătățirea tehnologiei de uscare convectivă practicată în prezent, uscare la care transmiterea căldurii de la gazele arse către încărcătură se face preponderent prin convecție. Concret, atenția a fost concentrată asupra rolului pe care îl are termodifuzia umidității în procesul global de uscare, rol care în unele lucrări este minimalizat. Pentru fundamentarea teoretică a programării cercetărilor s-a apelat la unele date existente în literatură [1], [2].

Astfel, este cunoscut că faza a doua a procesului de uscare, așa-numita uscare internă, care debutează după uscarea superficială, este rezultatul a două procese de transfer:

— transferul de umiditate din interior către exterior, datorat gradientului de concentrație (conform notațiilor din fig. 1,*a*, concentrația maximă C_M se află în interior, iar cea minimă C_m, la suprafața încărcăturii); acest transfer, numit principal este caracterizat cantitativ prin valoarea vitezei de uscare specifice principale date de relația:

$$W_{u.s.p} = - D \cdot \rho_{m.u} \left(\frac{\partial U}{\partial n} \right), \quad \left[\frac{\text{kg apă}}{\text{m}^2 \cdot \text{s}} \right] \qquad (1)$$

în care $\rho_{m.u}$ este densitatea materialului uscat, D — coeficientul global de difuzie, iar $(\partial U/\partial_n)$ — gradientul de concentrație după normala la suprafața de uscare;

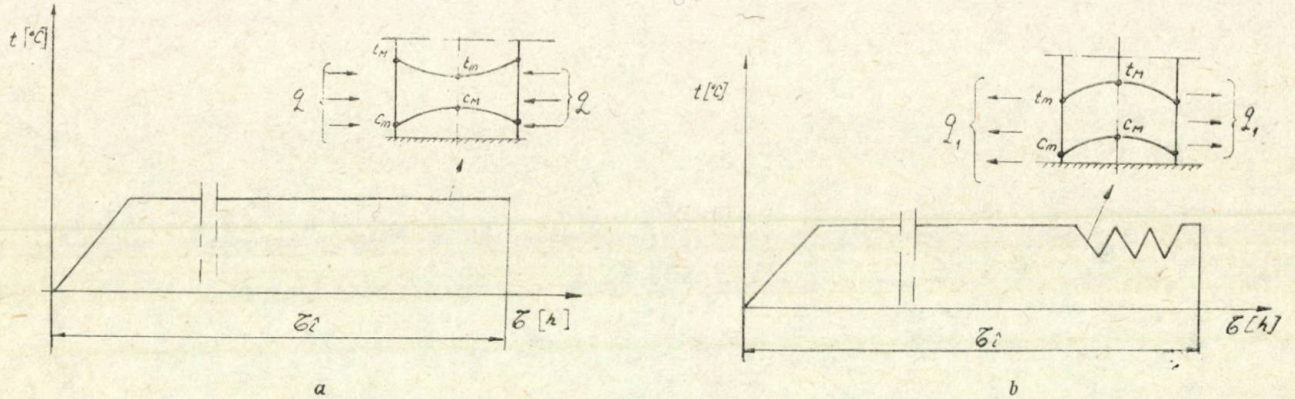
— transferul prin termodifuzie a umidității, care reprezintă procesul de transport al moleculelor de apă din zonele mai calde către cele mai reci; acest transfer, numit secundar, este apreciat prin viteza specifică de uscare secundară, care, în baza termoconducției umidității, se calculează cu ecuația:

$$W_{u.s.s} = - D \cdot \rho_{m.u} \cdot \left(\frac{\partial t}{\partial n} \right) \cdot \delta \qquad (2)$$

în care $(\partial t/\partial n)$ este gradientul de temperatură, iar δ — coeficientul gradientului de temperatură.

Viteza de uscare specifică cu care se desfășoară uscarea internă este dată de formula:

$$W_{u.p.i} = - D \cdot \rho_{m.u} \left[\left(\frac{\partial U}{\partial n} \right) \pm \delta \cdot \left(\frac{\partial t}{\partial n} \right) \right] \qquad (3)$$



a *b*

Fig. 1. Variația temperaturii și concentrației: *a* — la ciclul de uscare clasic; *b* — la regimul de încălzire pendular

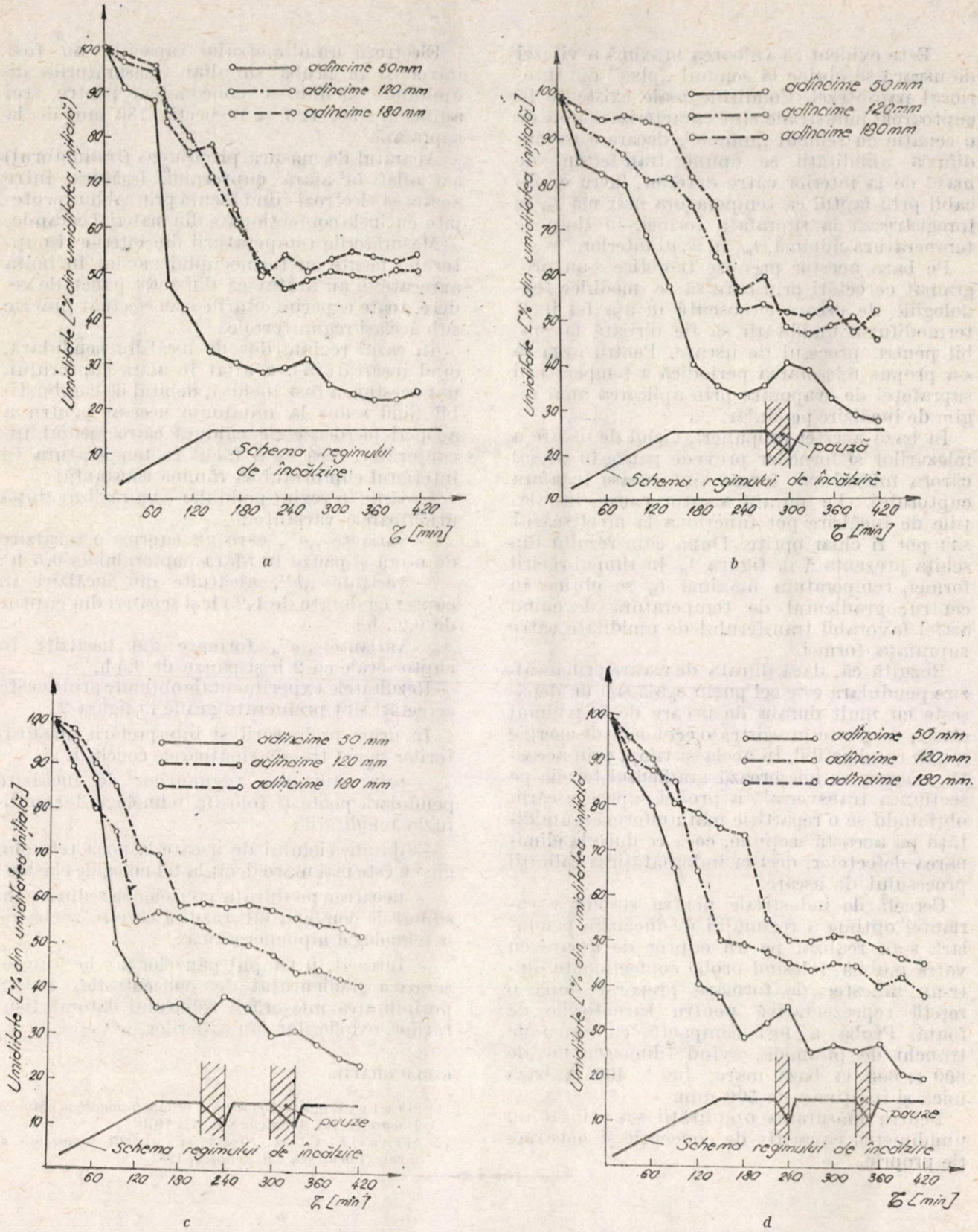


Fig. 2. Variația umidității : *a* — la regimul de uscare clasic ; *b* — la încălzirea pendulară după varianta „*a*" ; *c* — la încălzirea pendulară după varianta „*b*" ; *d* — la varianta „*c*"

Este evident că valoarea maximă a vitezei de uscare se obține la semnul „plus" din interiorul parantezei. Condițiile reale existente în cuptoarele industriale sînt caracterizate însă de o ecuație cu semnul „minus", deoarece termodifuzia umidității se opune transferului de masă de la interior către exterior, lucru explicabil prin faptul că temperatura maximă t_M se înregistrează la suprafața formei, în timp ce temperatura minimă, t_m, în axul interior.

Pe baza acestor premise teoretice s-au programat cercetări prin care să se modifice tehnologiile de uscare cunoscute în așa fel încît termodifuzia umidității să fie dirijată favorabil pentru procesul de uscare. Pentru aceasta s-a propus micșorarea periodică a temperaturii suprafeței de evaporare prin aplicarea unui regim de încălzire pendular.

În baza acestei propuneri, ciclul de uscare a miezurilor și formelor prevede pauze în cursul cărora miezul sau forma sînt scoase în afara cuptorului. Pe durata acestor pauze, instalațiile de încălzire pot funcționa la nivel scăzut sau pot fi chiar oprite. După cum rezultă din schița prezentată în figura 1, în timpul răcirii formei, temperatura maximă t_M se obține în centru, gradientul de temperatură devenind astfel favorabil transferului de umiditate către suprafața formei.

Rezultă că, dacă durata de uscare prin încălzire pendulară este cel puțin egală sau nu depășește cu mult durata de uscare de la regimul clasic, se poate înregistra o economie de energie sau de combustibil. În acela și timp, prin această măsură se micșorează gradientul termic pe secțiunea transversală a probei supuse uscării, obținîndu-se o repartiție mai uniformă a umidității pe această secțiune, ceea ce duce la eliminarea defectelor, deci la îmbunătățirea calității procesului de uscare.

Cercetările industriale pentru stabilirea variantei optime a regimului de încălzire pendulară s-au realizat pe un cuptor de uscare cu vatră mobilă, folosind probe confecționate dintr-un amestec de formare preparat după o rețetă reprezentativă pentru turnătoriile de fontă. Proba a fost compactă, cu forma de trunchi de piramidă, avînd dimensiunile de 600 × 600 la baza mare, 400 × 400 la baza mică și înălțimea de 500 mm.

Pentru măsurarea umidității s-a utilizat un umidimetru capacitiv de concepție și construcție proprie.

Electrozii umidimetrului capacitiv au fost introduși în probă simultan, măsurătorile de umiditate făcîndu-se concomitent pentru trei adîncimi : 50, 120 și respectiv 180 mm de la suprafață.

Aparatul de măsură propriu-zis (traductorul) s-a aflat în afara cuptorului, legătura între acesta și electrozi fiind făcută prin cabluri protejate cu inele confecționate din material ceramic.

Măsurătorile temperaturii din interiorul cuptorului făcute cu termocuplul montat în bolta agregatului au arătat că din acest punct de vedere, toate experimentările s-au efectuat practic sub același regim termic.

În cazul regimurilor de încălzire pendulară, cînd încărcătura s-a aflat în afara cuptorului, ușa acestuia a fost închisă, debitul de combustibil fiind redus la minimum necesar pentru a acoperi pierderile de căldură către mediul înconjurător, ceea ce a făcut ca temperatura în interiorul cuptorului să rămînă constantă.

Uscările în regim pendular s-au realizat după următoarele variante :

— variante „*a*", care au cuprins o încălzire de o oră și pauze în afara cuptorului de 0,5 h ;

— variante „*b*", alcătuite din încălziri în cuptor cu durate de 1,25 h și scoateri din cuptor de 0,25 h ;

— variante „*c*", formate din încălziri în cuptor egale cu 2 h și pauze de 0,5 h.

Rezultatele experimentale obținute prin aceste cercetări sînt prelucrate grafic în figura 2.

În urma prelucrării și interpretării măsurătorilor se pot trage următoarele concluzii :

— prin utilizarea regimurilor de încălzire pendulară poate fi folosită tehnologic termodifuzia umidității ;

— durata ciclului de uscare la noua tehnologie nu este mai mare decît la tehnologiile clasice ;

— deoarece pe durata pauzelor se reduce consumul de combustibil, rezultă că este vorba de o tehnologie hipoenergetică ;

— întrucît în timpul pauzelor are loc o micșorare a gradientului de concentrație, există posibilitatea micșorării rebutului datorat fisurărilor, exfolierilor sau arderilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Bratu, Em. — *Operații și utilaje în industria chimică*, București, Ed. tehnică, vol. II, 1970.

[2] Mihăilă, C. ș.a. *Procese și instalații industriale de uscare*, București, Ed. tehnică, 1982.

Prof dr. ing. L. Sofroni, dr. ing. C. Bratu,
ing. Fl. Ştefănescu şi ing. I. Mărginean
Institutul politehnic — Bucureşti

Tendinţe pe plan mondial privind turnarea aliajelor în forme cu modele gazificabile

(Lucrare de sinteză)

CZ: 669—14

Principiul procedeului

Procedeul de obţinere a pieselor prin turnarea aliajelor în forme cu modele din polistiren expandat face parte din grupa procedeelor speciale de formare bazate pe utilizarea modelelor care se gazifică în tipul sau înaintea turnării aliajelor şi se poate aplica în următoarele variante :

— împachetarea modelului din polistiren expandat în strat de nisip fără liant, care este îndesat prin vibrare. Stratul de nisip (formă) poate fi vidat sau nevidat ; formele sînt de tip bloc şi nu sînt supuse nici unui tratament de uscare sau calcinare.

Principalele operaţii constau în confecţionarea modelelor din polistiren expandat, depozitarea modelelor, confecţionarea ciorchinilor din mai multe modele, vopsirea şi uscarea lor, împachetarea ciorchinilor într-o ramă în strat de nisip îndesat prin vibrare, turnarea aliajului şi dezbaterea formelor ;

— împachetarea modelului în cinci-şase straturi de materiale refractare cu liant, obţinîndu-se forme de tip cruste, care sînt supuse tratamentului de calcinare. În acest caz, modelul din polistiren expandat este eliminat prin gazificare înainte de turnarea aliajelor.

Operaţiile tehnologice principale sînt identice cu cele întîlnite la obţinerea formelor-coji cu ajutorul modelelor uşor fuzibile.

Modelele gazificabile din polistiren pot sta astfel la baza a două procedee speciale de formare :

— executarea formelor din nisip fără liant (forme bloc), cu şi fără rigidizarea stratului de nisip ;

— executarea formelor-coji.

Schema procedeelor speciale de formare poate fi dezvoltată, faţă de datele cunoscute, în felul următor :

Forme din nisip şi pulberi metalice (fără liant) :

— rigidizarea stratului de nisip se realizează prin vidare (cavitatea tehnologică se obţine cu ajutorul modelelor permanente) ;

— fără rigidizarea stratului de nisip (modelele se gazifică în timpul turnării aliajelor) ;

— rigidizarea stratului de pulberi metalice se face cu ajutorul cîmpului magnetic (modelele se gazifică în timpul turnării aliajului) ;

Forme ceramice :

— tip crustă (coajă), la care cavitatea tehnologică este obţinută cu modele uşor fuzibile (nemetalice şi metalice) ;

— tip crustă, la care cavitarea este obţinută cu modele gazificate înainte de turnarea aliajelor ;

— tip bloc, la care cavitarea se obţine cu modele permanente ;

— tip bloc cu sinterizare, la care cavitatea se realizează cu modele permanente.

Observaţii privind terminologia folosită în legătură cu procedeul de utilizare a modelelor din polistiren

Procedeul special de formare bazat pe împachetarea modelului din polistiren în strat de nisip uscat nevidat în timpul turnării aliajului a căpătat pînă în prezent diferite denumiri, ca de exemplu :

— în limba enengleză : „Policast", „Lost Foam", „Full Mold", „Evaporative Pattern Casting", „Expanded Polystyrene-Process", „Disposable Pattern Mold", „Policast Lost Foam Moulding" ;

— în limba germană : „Vollform Verfahren" ;

— în limba rusă : „Litio s gazifiţirovannîmi modeliami" ;

— în limba franceză se utilizează deocamdată termenul englezesc de „Policast".

Varianta procedeului la care se aplică vidarea slabă a stratului de nisip este cunoscută sub denumirea engleză de „Replicast".

Procedeul de obţinere a formelor-coji ceramice cu modele din polistiren expandant este cunoscut sub denumirea engleză de „Replicast-CS" („Replicast — Ceramic Shell") sau „Shell Moulding Refractory".

În limba română se propun următoarele denumiri :

— forme din nisip obţinute cu modele din polistiren gazificate în timpul turnării aliajelor : nevidate, simbolizate FG sau vidate, simbolizate FGV ;

— forme-coji ceramice obţinute cu modele din polistiren, simbolizate FCG.

Istoria dezvoltării procedeului

În anul 1958, H. F. Shroyer a înregistrat în S.U.A. invenţia denumită „Cavityless Casting Mold" (formă de turnare fără cavitate) sau „Full Mold Process (procedeu de obţinere a pieselor în forme pline, fără cavităţi). Se foloseau amestecuri de formare cu liant.

În anul 1962, în Europa, A. Witmoser dezvoltă procedeul pentru forme din pulberi metalice, rigidizate în jurul modelelor din polistiren, în cîmp magnetic. În acelaşi an, A. Duca menţionează că doi cercetători americani, H. B.

Dietert și T. R. Smith realizează forme din nisip fără liant cu modele gazificabile.

În anul 1964 cercetătorii englezi R. D. Butler și R. J. Pope publică un studiu care prezintă în detaliu procedeul de obținere a pieselor în forme din nisip fără liant.

Criza energetică și economică de după anul 1970, în particular în industria de automobile, determină luarea în considerare a procedeului.

Procedeul „Policast" (obținerea pieselor în forme din nisip fără liant) a fost introdus la scară industrială de Departamentul de fonte al societății italiene Teksid (Italia). În prezent este folosit în peste 70 de turnătorii, dintre care unele aparțin unor firme mari ca : General Motors și Ford (S.U.A.), FIAT Teksid (Italia). Procedeul este mult studiat în Anglia la SCRATA (Steel Castings Research and Trade Association) și de firma Foseco (mai ales procedeul cu folosirea vidării). În Anglia șase turnătorii au cumpărat licența pentru procedeul „Replicast-Full Mould" iar șapte turnătorii au adoptat procedeul „Replicast Ceramic Shell".

Realizarea pieselor în forme cu modele gazificabile

În figura 1 este prezentată tehnologia de obținere a pieselor în forme din nisip cu modele gazificabile nevidate (FG).

Esența procedeului constă în utilizarea modelelor din polistiren expandat, obținute într-o matriță a cărei cavitate reproduce geometria și dimensiunile piesei, ținînd seamă de contracția aliajului, de adaosurile tehnologice și de prelucrarea mecanică.

Materia primă pentru modele o reprezintă granulele de polistiren a căror densitate în vrac este de 600—700 kg/m³. Acestea sînt supuse unui tratament de preexpandare în contact cu vaporii de apă la temperaturi de 110—120°C.

În figura 2 este prezentată schema fluxului tehnologic de transformare a polistirenului în produs finit (model). De regulă, modelele sînt obținute din componente simple ca geometrie, care se realizează în matrițe prin expandarea

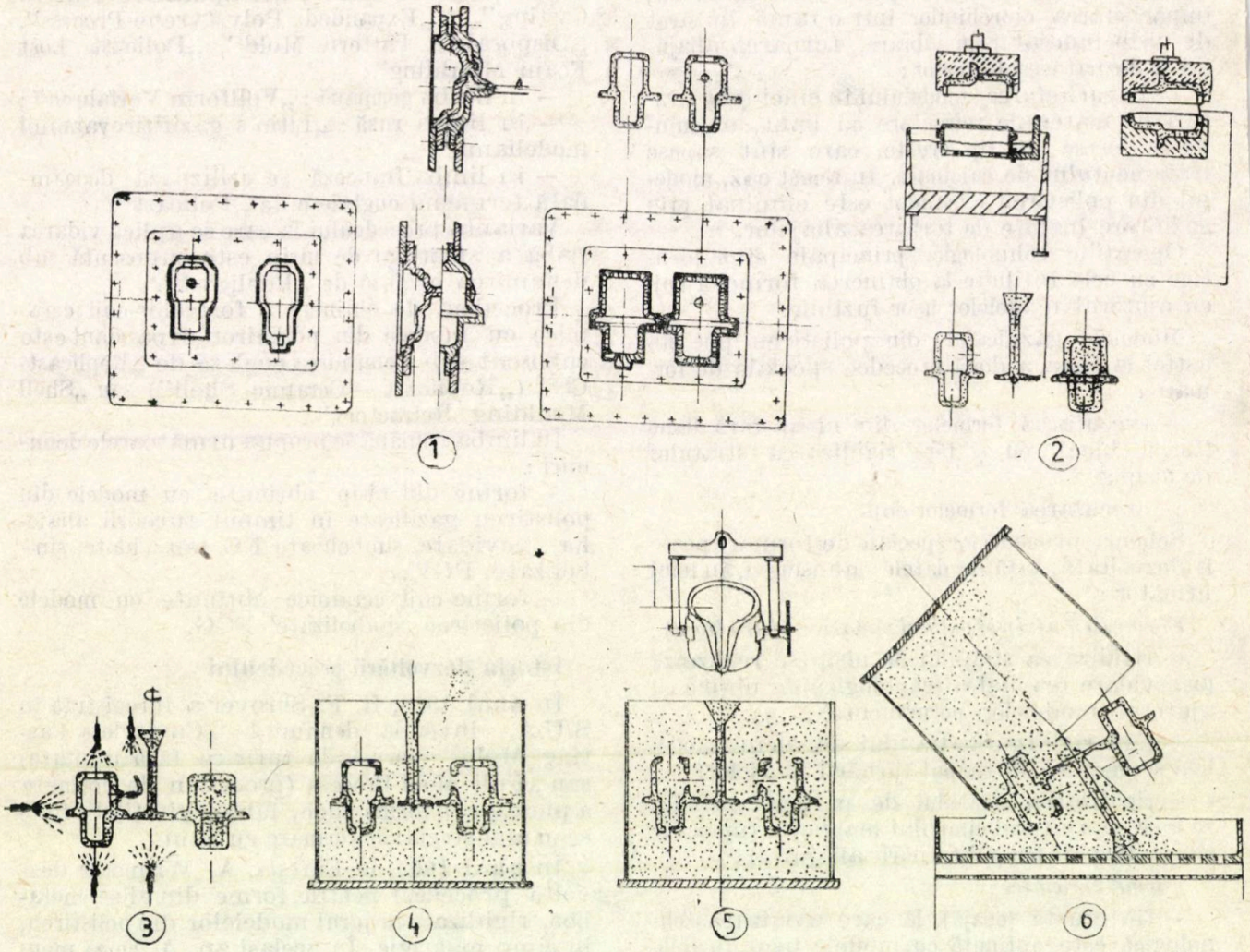


Fig. 1. Tehnologia de obținere a pieselor în forme din nisip cu modele gazificabile : *1* — executarea modelelor ; *2* — asamblarea în ciorchine ; *3* — vopsirea ; *4* — introducerea nisipului și îndesarea ; *5* — turnarea ; *6* — dezbaterea

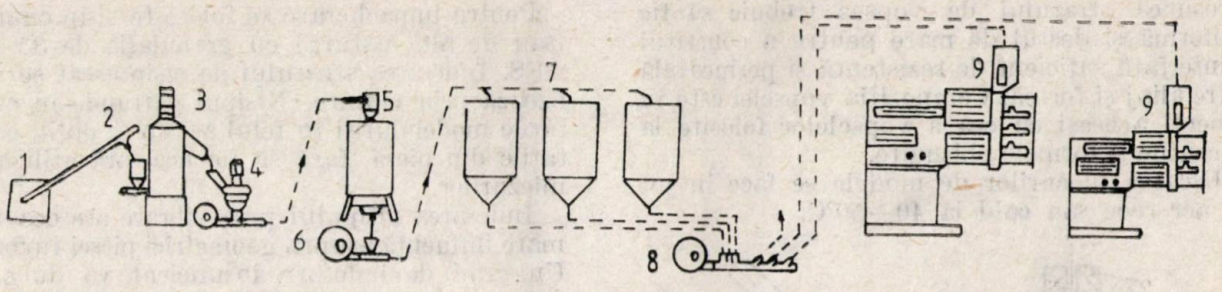


Fig. 2. Fluxul tehnologic de transformare a polistirenului în model : *1* — materia primă ; *2* — transportorul ; *3* — instalația de preexpandare continuă ; *4* — sitarea ; *5* — uscătorul ; *6* — ventilatorul pentru materialul transportat ; *7* — buncăre de depozitare ; *8* — transportorul pentru alimentare ; *9* — mașinile automate pentru realizarea modelelor

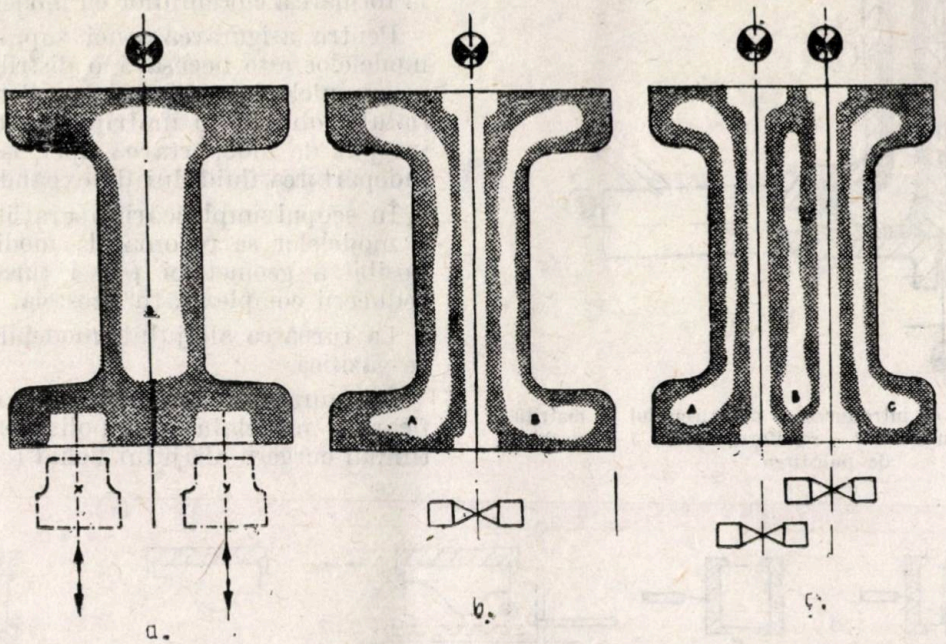


Fig. 3. Modul de extragere a componentelor modelelor din matriță : *a* — componenta obținută într-o matriță folosind poanson mobil (x—y) ; *b* — componenta obținută din două secțiuni (A—B) : *c* — componenta obținută din trei secțiuni (A—B—C)

polistirenului. În felul acesta există posibilitatea folosirii unor matrițe avînd configurație simplă, care permit extragerea ușoară a modelelor.

În figura 3 se arată modul de extragere a componentelor modelelor din matriță.

Prin divizarea modelelor în părți componente se simplifică realizarea matrițelor în care se introduc granulele din polistiren.

Tratamentul de preexpandare duce la obținerea unei densități în vrac de 15—30 kg/m^3, avînd loc o creștere importantă a volumului granulelor de polistiren.

După uscare, granulele preexpandate sînt depozitate, apoi transportate pneumatic pînă la stația de mașini, unde sînt insuflate în matrițe care prezintă numeroase orificii prin care intră vaporii de apă la temperaturi de 110—120°C.

În figura 4 se prezintă modul de insuflare a polistirenului în matriță. Urmează procesul de „coacere", care constă în „umflarea" granulelor de polistiren și sudarea între ele. În această etapă suprafața granulelor începe să se topească.

Forma este răcită apoi cu apă pînă cînd modelele ajung la temperaturi de 40—50°C și pot fi extrase fără riscul de deformare.

După aceeași metodă sînt realizate și modelele pentru rețelele de turnare și maselote. Durata de răcire a modelului după procesul de „coacere" influențează stabilitatea dimensională a modelelor.

Modelele obținute se asamblează prin lipire sub formă de ciorchini. Operațiile de lipire se fac cu îngrijire, astfel încît nisipul sau vopseaua să nu intre în interstiții, după unul din procedeele :

— sudare cu rezistență electrică (fig. 5,*a*) ;

— presarea componentelor (fig. 5, *b*).

Ciorchinii sînt vopsiți prin pulverizare sau imersare. Grosimea, rezistența și porozitatea stratului de vopsea au o importanță deosebită.

Grosimea stratului de vopsea trebuie să fie uniformă și destul de mare pentru a constitui o interfață suficient de rezistentă și permeabilă între aliaj și formă. Compoziția vopselei este în general aceeași cu cea a vopselelor folosite la miezurile și formele obișnuite.

Uscarea blocurilor de modele se face în jet de aer rece sau cald la 40—50°C.

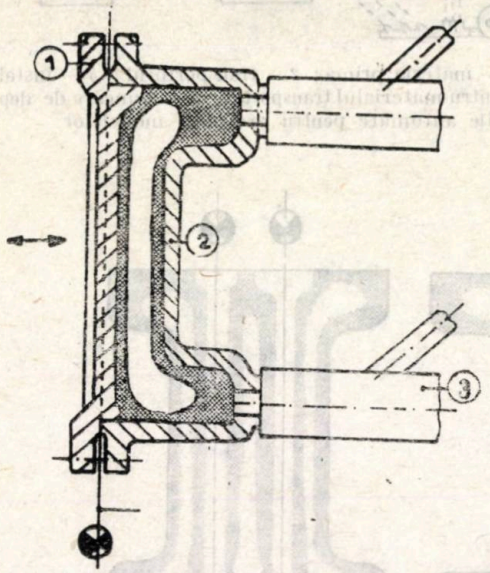


Fig. 4. Modulul de introducere a polistirenului în matriță: *1* — semiforma mobilă; *2* — semiforma fixă; *3* — injectorul de polistiren

Pentru împachetare se folosește nisip cuarțos (sau de altă natură) cu granulația de 35—40 AFS. Îndesarea stratului de nisip uscat se realizează prin vibrare. Nisipul pătrunde în cavitățile modelului și în felul acesta se obțin cavitățile din piesă, fără să fie necesară utilizarea miezurilor.

Îndesarea nisipului prin vibrare are cea mai mare influență asupra geometriei piesei turnate. Un grad de îndesare insuficient va duce la deformarea modelului și deci la schimbarea configurației piesei turnate. De aici rezultă importanța cunoașterii proprietăților reologice ale nisipului, în funcție de construcția și poziția la formare a ciorchinilor cu modele.

Pentru asigurarea unei suprafețe netede a modelelor este necesară o distribuție uniformă a granulelor preexpandate. Contracția materialului obținut în matriță este determinată la început de îndepărtarea apei, iar la sfîrșit de îndepărtarea fluidului de expandare.

În scopul simplificării operațiilor de fabricare a modelelor se recomandă modificarea pe cît posibil a geometriei piesei turnate, în sensul reducerii complexității acesteia.

La turnarea aliajului, modelul din polistiren se gazifică.

În figura 6 se arată schematic modul de gazificare a modelului din polistiren expandat în timpul curgerii aliajului lichid (*a*) și de aseme-

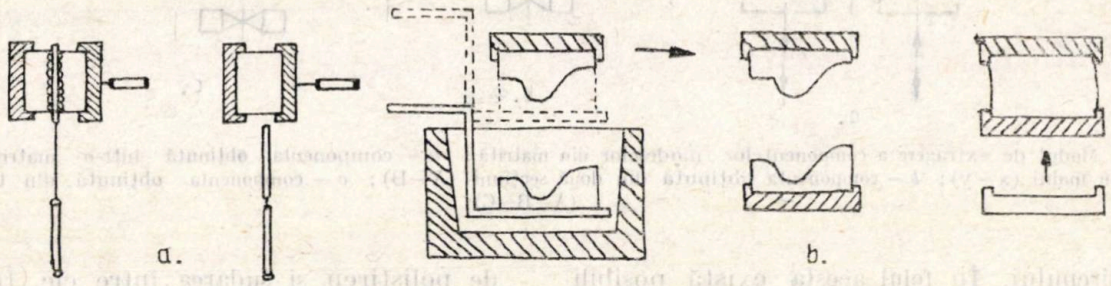


Fig. 5. Lipirea componentelor modelelor prin sudare (*a*) și prin presare (*b*)

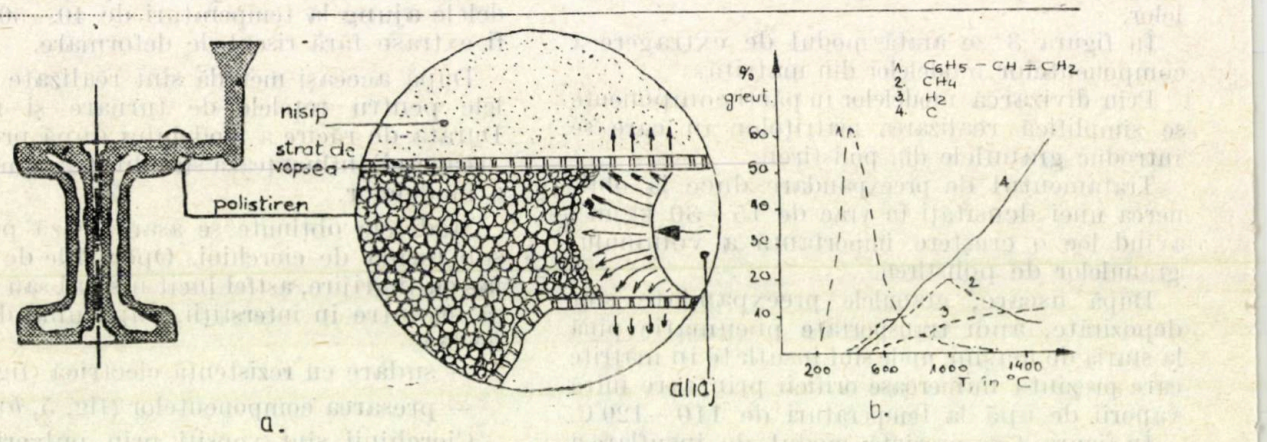


Fig. 6. Gazificarea modelului din polistiren expandat în timpul curgerii aliajului lichid (*a*); dinamica și compoziția produselor de piroliză în funcție de temperatură (*b*)

nea, dinamica și compoziția produselor de piroliză în funcție de temperatură (*b*).

Geometria cavității rezultate prin gazificarea modelelor (rigiditatea pereților formei din nisip fără liant) este asigurată de gazele rezultate, care presează pe stratul de vopsea, pînă cînd aliajul umple în întregime spațiul ocupat înainte de polistiren. Nu există deci un contact direct între aliajul lichid și stratul de nisip în timpul curgerii și solidificării aliajului.

Dacă grosimea stratului de vopsea este insuficientă, există pericolul distrugerii prin erodare a peretelui formei; dacă este prea mare, va frîna evacuarea gazelor, care pot genera sufluri.

Carbonul grafitic care rezultă la piroliza polistirenului se depune pe stratul de vopsea, conținutul acestui tip de carbon atingînd valori de 8—10 %.

Rețelele de turnare trebuie astfel proiectate încît să asigure o gazificare cît mai rapidă a modelului și o evacuare rapidă a gazelor. O gazificare prea înceată poate determina distrugerea prematură a formei și, deci, întreruperea curgerii aliajului; gazificarea prea rapidă poate frîna curgerea aliajului.

Pentru a asigura condiții optime de turnare este necesar ca turnarea să se facă cu jet continuu, chiar din primul moment, pentru a preveni întreruperea curgerii.

Extragerea pieselor solidificate se poate realiza prin simpla răsturnare a ramei pe un grătar.

Nisipul este răcit prin aplicarea unui tratament de fluidizare și apoi desprăfuit, putînd fi folosit în continuare.

Linii de fabricație a pieselor în forme cu modele gazificabile

În figura 7 se prezintă o linie mecanizată de executare a pieselor în forme cu modele gazificabile după procedeul „Policast".

Instalația a fost realizată și montată la turnătoria de aliaje neferoase din cadrul firmei Ford — Essex, pentru obținerea pieselor din aliaje de aluminiu.

Fluxul tehnologic într-un sector mecanizat de producere a pieselor în forme cu modele gazificabile după procedeul „Replicast", prezentat în figura 8, se referă la o linie pusă în funcțiune într-o turnătorie din S.U.A. și are o productivitate de 40 de forme pe oră.

Efecte economice

Avantajele procedeului sînt următoarele:

— eliminarea totală a lianților din amestecurile de formare;

— simplificarea radicală a operațiilor de pregătire a nisipului datorită eliminării liantului; prepararea constă doar din operații de desprăfuire a nisipului și de răcire a lui;

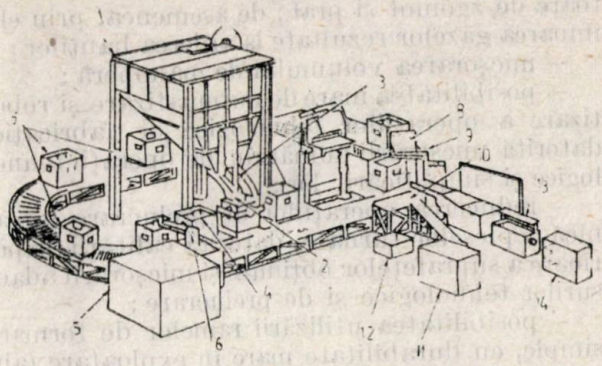


Fig. 7. Linia mecanizată de executare a pieselor în forme cu modele gazificabile (tip carusel): *1* — buncărul pentru nisip; *2* — jgheabul pentru umplerea ramei cu nisip; *3* — introducerea blocului de modele și îndesarea prin vibrare a nisipului; *4* — montarea pîlniei de turnare; *5* — cuptorul pentru elaborarea aliajului; *6* — instalația automată de turnare; *7* — zona de răcire a pieselor turnate; *8* — extragerea pieselor din formă; *9* — îndepărtarea rețelei de turnare; *10* — masa pentru îndepărtarea maselotelor; *11* — camera de curățare a pieselor; *12* — materialul recirculat; *13* — punctul de control; *14* — depozitarea pieselor turnate

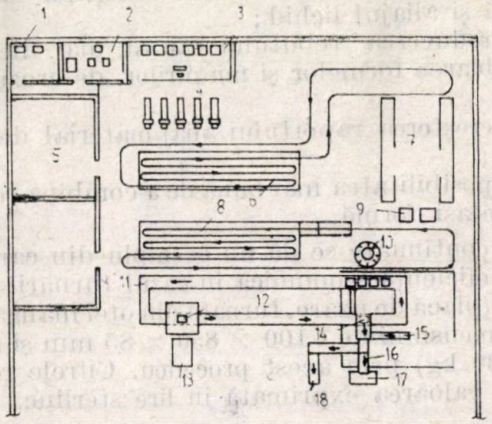


Fig. 8. Fluxul tehnologic într-un sector mecanizat de executare a pieselor cu modele gazificabile: *1* — depozitul pentru polistirenul neexpandat; *2* — instalația pentru preexpandarea granulelor din polistiren; *3* — depozitul pentru polistirenul preexpandat; *4* — mașinile pentru executarea modelelor din polistiren; *5* — depozitele pentru modelele din polistiren; *6* — cuptoarele pentru uscarea modelelor; *7* — asamblarea modelelor; *8* — cuptoarele pentru uscarea stratului de vopsea; *9* — asamblarea modelelor în ciorchine; *10* — depozitarea ciorchinilor; *11* — umplerea ramelor cu nisip și îndesarea prin vibrare; *12* — zona de turnare; *13* — cuptorul pentru elaborarea aliajelor; *14* — dispozitivul de transport; *15* — separatorul; *16* — piesele turnate și rețelele; *17* — depozitarea rețelelor de turnare; *18* — sectorul de curățare a pieselor

— eliminarea totală a miezurilor;

— micșorarea volumului operațiilor de curățare, întrucît piesele se obțin fără bavuri (absența planului de separație și a mărcilor de miez);

— micșorarea investițiilor de mașini și utilaje pentru prepararea amestecurilor, executarea formelor și miezurilor, dezbaterea formelor ș.a.;

— micșorarea suprafețelor tehnologice;

— îmbunătățirea microclimatului prin eliminarea unui număr de mașini și utilaje genera-

toare de zgomot și praf ; de asemenea, prin eliminarea gazelor rezultate la arderea lianților ;

— micșorarea volumului de manoperă ;

— posibilitatea mare de automatizare și robotizare a operațiilor tehnologice de fabricație, datorită micșorării numărului de operații tehnologice și simplificării lor ;

— reducerea operațiilor de prelucrare mecanică a pieselor turnate, datorită calității superioare a suprafețelor obținute și micșorării adaosurilor tehnologice și de prelucrare ;

— posibilitatea utilizării ramelor de formare simple, cu durabilitate mare în exploatare (absența solicitărilor dinamice la execuția și dezbaterea formelor) ;

— refolosirea aproape integrală a nisipului ;

— îmbunătățirea coeficientului de scoatere prin simplificarea rețelei de turnare și a maselotelor ;

— posibilitatea reducerii masei pieselor turnate ;

— îmbunătățirea calității suprafeței pieselor turnate, datorită diminuării reacțiilor dintre formă și aliajul lichid ;

— reducerea rebutului cauzat mai ales de asamblarea formelor și miezurilor, de eroziunea lor ;

— creșterea raportului aliaj/material de formare ;

— posibilitatea mai bună de a combina repere în aceeași formă.

În continuare se dă un exemplu din care rezultă eficiența economică în cazul turnării unei piese (placă de uzare, turnată din oțel manganos, cu dimensiuni de 1 100 × 850 × 85 mm și masa de 230 kg) prin acest procedeu. Cifrele reprezintă valoarea exprimată în lire sterline.

Procedeul Replicast-Full Mould		*Procedeul clasic*	
Modelele	11,20	Amestecul de formare .	92,50
Rețelele de turnare .	3,20	Vopseaua . . .	4,00
Vopseaua	4,00	Amestecul de miez . . .	4,60
Cleiul	1,00	Îndesarea . .	1,00
Nisipul (cromit) . .	1,00	Totalul :	102,10
Totalul :	24,40		

Procedeul prezintă însă și unele dezavantaje, cum ar fi :

— consumarea modelelor prin gazificare (cost suplimentar pentru materia primă și pentru operațiile de fabricare a modelelor) ;

— dependența calității suprafeței pieselor turnate de cea a calității modelelor din polistiren ;

— carburarea pieselor la suprafață în cazul turnării lor din oțel cu conținut scăzut de carbon ;

— tendința de contractare la depozitare a modelelor din polistiren ;

— limitarea folosirii modelelor cu pereți foarte subțiri ;

— posibilitatea mare de distrugere a modelelor în timpul transportului ;

— necesitatea fragmentării modelelor și asamblării componentelor de model.

Totuși, datorită multiplelor avantaje care se obțin prin aplicarea procedeului analizat, se poate aprecia că realizarea pieselor turnate prin acest procedeu reprezintă o metodă modernă și eficientă care merită să fie extinsă.

Ing. V. Gologan, ing. V. Luca
și sing. Gh. Popovici
Intreprinderea metalurgică — Vaslui

Aliaje modificatoare pentru fonte

CZ: 669.131.622

Dezvoltarea generală a industriei românești impune creșterea continuă a necesarului de materiale metalice, care să satisfacă din ce în ce mai mult cerințele diverselor ramuri ale economiei naționale. În acest context, la Intreprinderea metalurgică—Vaslui se depun eforturi susținute pentru satisfacerea cerințelor din ce în ce mai mari ale marilor întreprinderi producătoare de piese turnate, în privința aliajelor modificatoare pentru fonte (cu grafit nodular, cu grafit vermicular, cu grafit lamelar).

Odată cu intrarea în funcțiune la Intreprinderea metalurgică—Vaslui, în anul 1982 a Secției de prealiaje și modificator a început activitatea de asimilare a unei game largi de aliaje modificatoare destinate producerii fontelor de înaltă calitate.

Astfel, în colaborare cu ICSITPSC—București, au fost asimilați modificatorii pentru producerea fontelor cu grafit nodular (tip NODULIN) și a celor destinați realizării fontelor cenușii modificate și post modificării fontelor cu grafit nodular (tip MODIFIN). În prezent, Intreprinderea metalurgică—Vaslui produce întreaga gamă de aliaje modificatoare tip NODULIN și MODIFIN prevăzute de STAS 11240-79, compoziția chimică a acestora fiind prezentată în tabelul 1.

În tabelul 2 sînt sintetizate unele indicații de utilizare a acestor modificatori.

Modificatorii pentru Fgn (Nodulin) sînt pe bază de siliciu (S) cu destinație generală și pe bază de nichel (N), aceștia din urmă fiind recomandați pentru fontele la care nichelul este element de aliere (slab, mediu și înalt aliate). În cazul în care fontele supuse modificării au conținut mai ridicat de elemente antinodulizante (Ti, Pb, Bi, Sn, Sb, Al etc.) se recomandă modificatorii cu conținut de pămînturi rare (Nodulin SC).

La fabricarea fontelor cu structură predominant feritică dau bune rezultate modificatorii cu bariu, respectiv Nodulin SB.

Pentru obținerea fontelor cenușii modificate, respectiv a celor din mărcile Fc 300—Fc 400 și Fcx, precum și a pieselor cu pereții subțiri se pot utiliza modificatorii cu acțiune grafitizantă tip MODIFIN. Acești modificatori sînt recomandați și pentru postmodificarea (modificarea grafitizantă) a fontelor cu grafit nodular și vermicular.

Recent, au fost asimilați, în colaborare cu Institutul politehnic—București, modificatorii originali, românești, din clasa MODIVER, destinați producerii fontelor cu grafit vermicular, un nou material standardizat [1]. În tabelul 3 sînt prezentate simbolizarea și compoziția chimică a acestor modificatori, precum și condițiile de sulf impuse fontei supuse modificării. Dome-

Tabelul 1

Compoziția chimică a modificatorilor tip NODULIN și MODIFIN

Marca	Compoziția chimică, %								
	Mg	Si	Ca	Ni	Ce	Ba	Al	C	Fe
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
NODULIN S 1	4,5—6	45—52	0,5—2,5	—	—	—	max. 1,5	—	rest
NODULIN S 2	8—12	45—52	0,5—2,5	—	—	—	max. 1,5	—	rest
NODULIN SC 1	4,5—6	45—52	0,5—2,5	—	0,5—1	—	max. 1,5	—	rest
NODULIN SC 2	8—12	45—52	0,5—2,5	—	0,5—1	—	max. 1,5	—	rest
NODULIN SB 1	4,5—6	45—52	0,5—2,5	—	—	1—3	max. 1,5	—	rest
NODULIN SB 2	8—12	45—52	0,5—2,5	—	—	1—3	max. 1,5	—	rest
NODULIN N	13—16	—	—	61—67	—	—	max. 1,5	—	rest
MODIFIN B 2	0,5—1,5	62—66	10—14	—	—	1—3	1—3	—	rest
MODIFIN B 21	0,4—1,2	48—52	6—9	—	—	1—3	2—6	24—26	rest
MODIFIN B 4	—	62—66	0,5—1,2	—	—	1—3	max. 1,2	—	rest
MODIFIN 80	—	75—83	Ca + Al max. 1,0	—	—	—	—	—	rest

Tabelul 2

Indicațiile de utilizare a modificatorilor tip NODULIN și MODIFIN

Marca	Indicațiile de utilizare
NODULIN S 1	La fontele cu grafit nodular cu structura perlitoferitică, avînd un conținut maxim de 0,03% S și o cantitate mică de elemente reziduale în fonta lichidă de bază
NODULIN S 2	La fontele cu grafit nodular cu structura perlitoferitică, avînd un conținut maxim de 0,04% S și o cantitate mică de elemente reziduale în fonta lichidă de bază
NODULIN SC 1	La fontele cu grafit nodular cu structura perlitoferitică, avînd un conținut maxim de 0,03% S și o cantitate mare de elemente reziduale în fonta lichidă de bază
NODULIN SC 2	La fontele cu grafit nodular cu structură feritoperlitică, avînd un conținut maxim de 0,04% S și o cantitate mare de elemente reziduale în fonta lichidă de bază
NODULIN SB 1	La fontele cu grafit nodular cu structura feritică, avînd un conținut maxim de 0,04% S și o cantitate mică de elemente reziduale în fonta lichidă de bază
NODULIN SB 2	La fontele cu grafit nodular cu structura feritică, avînd un conținut maxim de 0,04% S și o cantitate mică de elemente reziduale în fonta lichidă de bază
NODULIN N	La fontele cu grafit nodular cu structura austenitică, avînd un conținut maxim de 0,06% S și o cantitate mică de elemente reziduale în fonta lichidă de bază
MODIFIN B 2	La fontele cu grafit lamelar pentru piese cu grosimi de pereți mari și mijlocii, în vederea îmbunătățirii caracteristicilor mecanice
MODIFIN B 21	La fontele cu grafit lamelor pentru piese cu grosimi de pereți mici și mijlocii în vederea îmbunătățirii caracteristicilor mecanice
MODIFIN B 4	La fontele cu grafit lamelar și nodular, în vederea măririi gradului de grafitizare și a numărului de celule eutectice.
MODIFIN 80	La fontele cu grafit nodular pentru piese cu grosimi foarte mici și fonte cu grafit lamelar în scopul măririi gradului de grafitizare a pieselor turnate

Observație — Consumul Nodulin — 1,3—3%; consumul Modifin — 0,1—0,34%

niile generale de utilizare a modificatorilor tip MODIVER sînt prezentate în tabelul 4 [2].

Modificatorii tip MODIVER MVA sînt utilizați în principal în producția de utilaj de turnare pentru oțelării, asigurînd fontelor o rezistență sporită la oxidare și șoc termic. Avînd o temperatură de topire scăzută, acești modificatori pot fi asimilați și în cazul unor fonte cu temperaturi scăzute (1 000—1 350°C), produse în cubilou sau furnal.

Modificatorii tip MODIVER MVT utilizează titanul ca element de inhibare a formării grafitului nodular și ceriul ca element de favorizare a formării grafitului vermicular (de întărire a acțiunii magneziului), aluminiul fiind limitat, pentru a nu favoriza porozitatea hidrogenului. Cele trei clase asigură posibilitatea modificării unor fonte la care conținutul de sulf variază în limite largi (0,01 — 0,12 % S), tipul MVT 3 fiind destinat special fontei de cubilou.

Grupa MODIVER MVC este destinată turnătoriilor în care se produce și Fgn și unde recirculatele din producția de fontă cu grafit vermicular, cu conținut de elemente remanente antinodulizante (Ti, Al) ar putea influența negativ calitatea acestora (în special în cazul Fgn cu plasticitate și tenacitate ridicată). Prin compoziția sa, acest modificator are o acțiune antigrafitizantă redusă.

Modificatorii produși de Întreprinderea metalurgică—Vaslui sînt livrați în stare concasată, la clase granulometrice în funcție de tehnologia de modificare (în formă sau în oală) și de cantitatea de fontă supusă modificării.

Astfel, modificatorii tip NODULIN și MODIVER, destinați modificării fontelor în oală, se livrează în două clase granulometrice : 3—30 mm pentru modificare în oale mai mici de 500 kg, și 30—80 mm pentru modificare în oale mai mari de 500 kg.

La cererea beneficiarului, cu acordul producătorului, se livrează și în granulația 0,5—3 mm, pentru modificarea în formă.

Aliajul modificator tip MODIFIN se livrează în două clase granulometrice : 0,5 — 3 mm pentru turnarea în oale mai mici de 100 kg (la această clasă, componenta carbonică va avea granulația 0,5—3 mm) și 3—10 mm pentru turnarea în oale mai mari de 100 kg (la această clasă, componenta carbonică va avea granulația 0,5 — 3 mm).

La fabricarea acestor modificatori se utilizează o gamă largă de materiale, respectiv FeSi 92, FeSi 75, FeSi 45 (STAS 7436-80), siliciu tehnic (STAS 9675-80), silicocalciu 30 (STAS 7036-80), magneziu tehnic primar (STAS 10273-75), aluminiu tehnic primar (STAS 7607-72), mischmetall, ferosilicomangan (STAS 7037-80), ferotitan (STAS 7434-76), clorură de bariu, feromangan (STAS 7435 80) și cupru electrolitic. Se utilizează de asemenea, o serie întreagă de fluxuri și fondanți.

Tabelul 3

Compoziția chimică a modificatorilor tip MODIVER pentru FgV

Tipul de modificator	Nr. crt.	Simbolul	Compoziția chimică, %							Recomandări de utilizare
			Mg	Ca	Ti	Al	Si	Ce	Alte elemente	
Cu aluminiu		MVA 1	4–6	1–3	4–6	12–15	40–60	—	0–10 Mn 0–10 Cu	S ⩽ 0,04 %
		MVA 2	7–9	1–3	3–5	10–15	40–60	—	0–10 Mn 0–10 Cu	S = 0,04–0,1 % $\tau_{m-t} \geqslant 10$ min
Cu titan		MVT 1	4–6	1–3	7–10	max. 1,5	40–60	0,2–0,5	0,2–2,5 Ba	S ⩽ 0,03 %
		MVT 2	4–6	5–7	7–10	max. 1,5	40–60	0,2–0.5	0,2–2,5 Ba	S = 0,03–0,06 %
		MVT 3	5–7	5–7	3–5	max. 1,5	40–60	0,5–1	0,2–2,5 Ba	S = 0,06–0,12 %
Fără acțiune antinodulizantă		MVC	3–5	1–3	0,1–0,5	0,1–1,5	40–60	0,2–0,5	0,2–10 C 0,2–2,5 Ba	S ⩽ 0,04 %

Observație — 1,2) — Brevet R.S.R. nr. 86.310 ; 5) — Brevet R.S.R. nr. 90.745 ; 6) — Brevet R.S.R. nr. 91.203

Materialele utilizate, concasate la maximum 80 mm, sînt supuse calcinării înainte de introducerea în cuptor.

Elaborarea modificatorilor se realizează în cuptoare cu inducție cu creuzet, de medie frecvență, cu capacitate de 1,0 t fontă (500—600 kg aliaj modificator).

O problemă deosebită o constituie asimilarea magneziului, care se realizează în afara cuptorului de topire, respectiv în oală. Au fost utilizate două metode de introducere a calupurilor de magneziu în topitura din oală : cu ajutorul unei instalații prevăzute special pentru acest scop și manual, calupul de magneziu fiind fixat de capătul unei tije. În cel de al doilea caz, deși este necesară o manoperă mai mare, există un control mai riguros al asimilării magneziului, care atinge și valori mai mari (cu cca 2 %).

În timpul operației de asimilare a magneziului, topitura din oală este acoperită cu fondanți de protecție, luîndu-se în același timp și măsuri riguroase de protecția muncii.

O problemă specifică turnării acestor materiale o constituie tendința ridicată de segregare a unor elemente componente, din care cauză trebuie asigurată o solidificare rapidă. Determinările efectuate au evidențiat faptul că, în cazul unei durate de răcire pînă la solidificarea completă de 10 minute, segregația a depășit 40 %.

Încercările de forțare a răcirii cu apă și (sau) aer nu au dat rezultatele scontate. În prezent, aliajele modificatoare se toarnă în forme metalice plane, care asigură o solidificare rapidă (max. 100 s). În aceste condiții segregația magneziului pe înălțimea stratului de aliaj modificator solidificat (cca 30 mm) nu depășește 2 %.

În prezent, există preocupări în direcția îmbunătățirii tehnologiei de fabricație a modificatorilor, ca de exemplu asimilarea magneziului în oale acoperite cu bazin, recuperarea fracției rezultate din concasare (sub 3 mm) etc.

Tabelul 4

Indicațiile de utilizare a modificatorilor tip MODIVER pentru FgV

Grupa	Indicații de utilizare
MODIFICATORI cu ALUMINIU (MVA)	— pentru piese care lucrează în condiții de oxidare și șoc termic (lingotiere, poduri de turnare, forme de turnare etc.) ; — MVA 1 pentru sulf sub 0,04 % și MVA 2 pentru sulf pînă la 0,1 % și piese cu pereți groși ; — fonte elaborate în cuptoare electrice, cubilou sau furnal
MODIFICATORI cu TITAN (MVT)	— piese din construcția de mașini și utilaje ; — fonte elaborate în cuptoare electrice sau cubilou ; — funcție de conținutul de sulf al fontei se utilizează MVT_1 (max.0,03 % S), MVT_2 (0,03—0,06 % S) sau MVT_3 (0,06—0,12 % S) ; — piese din construcția de mașini
MODIFICATORI FĂRĂ ACȚIUNE ANTINODULIZANTĂ (MVC)	— și utilaje ; — recirculatele nu au acțiune antinodulizantă, astfel că pot fi utilizați în turnătoriile ce produc și Fgn ; — fonte cu maxim 0,04 % S

Observație — Consumul de modificator MODIVER este în funcție de conținutul de sulf al fontei și de mărimea pieselor, încadrîndu-se în limitele : 0,8—1,5 % pentru MVA_1, MVT_1, MVT_2, MVC ; 1,2—1,8 % pentru MVA_2 și 1,5—2,5 % pentru MVT 3 ; în toate cazurile, Mg_{rem} = 0,015—0,03 %.

De asemenea, se extinde gama de modificatori pentru fonte, utilizabili în anumite tehnologii, de modificare sau pentru obținerea anumitor calități de fontă.

Astfel, în colaborare cu Institutul politehnic—București, se asimilează modificatori grafitizanți sub formă de pastile (MGP), destinați modificării fontei în formă (în principal în bazinul formei), la turnarea pieselor din fontă cenușie modificată sau la postmodificarea fontelor cu grafit nodular și vermicular.

Acești modificatori sub formă de pastile (20 g—15 kg), cu o temperatură scăzută de topire (sub 1 300°C), au dat bune rezultate la modificarea fontelor cenușii pentru mașini-unelte (FcX) la Întreprinderea metalurgică—Alba Iulia, pentru care se produc astfel de modificatori.

BIBLIOGRAFIE

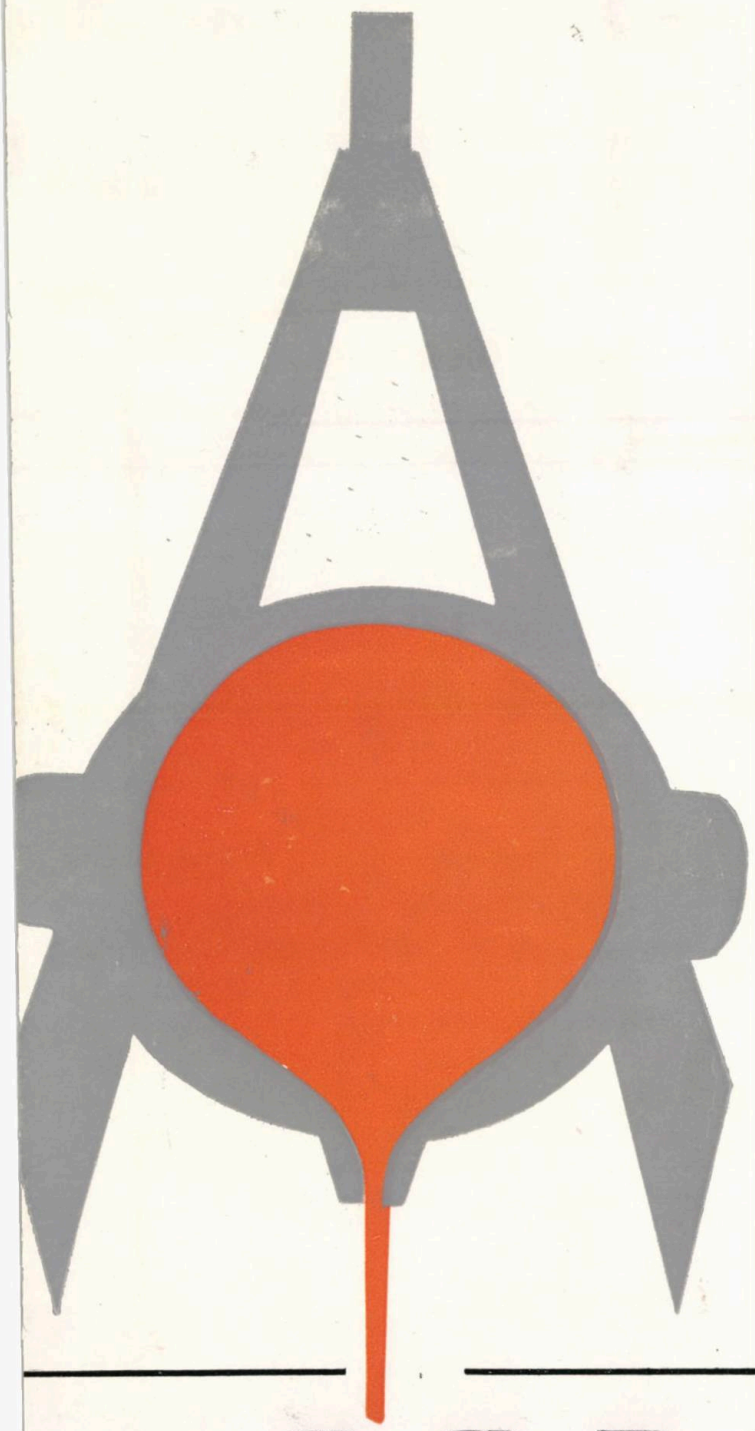
[1] STAS 12443-86. *Fontă cu grafit vermicular turnată in piese.* Condiții tehnice generale de calitate.

[2] Ripoșan, I. ș.a. *Stadiul actual al cunoașterii, producerii și utilizării fontei cu grafit vermicular în România.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1986.

BIBLIOTECA MUZEULUI NAȚIONAL DE ISTORIE A ROMÂNIEI

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

E 3280

KOH

METALURGIA

1987 NOV 0 6
Referálva

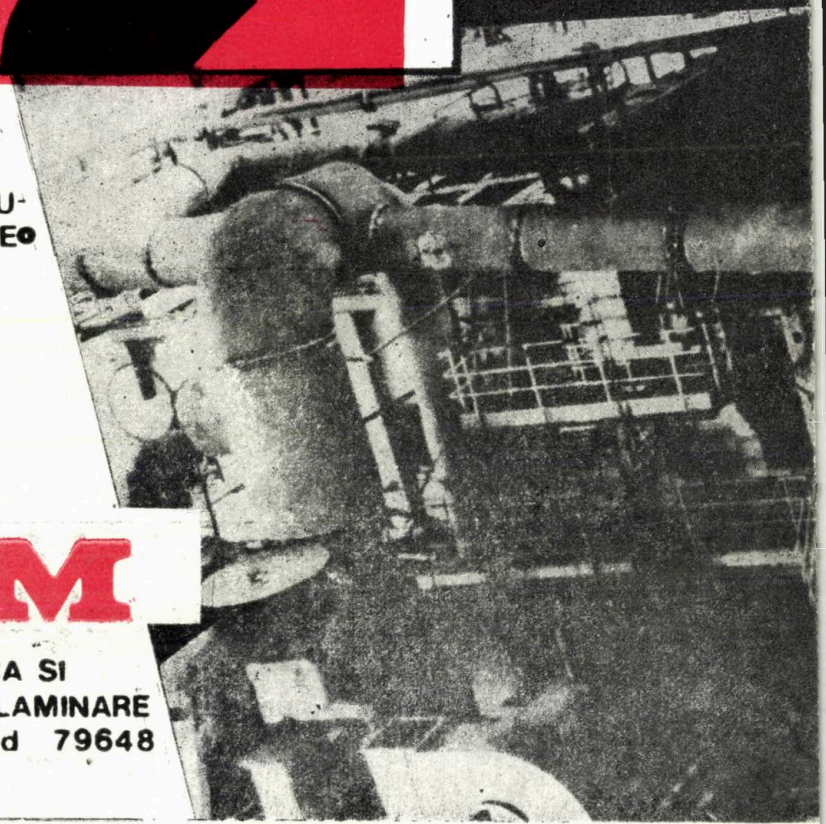
8

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXIX • NR. 8 • AUGUST 1987

o ELABOREAZA STUDII SI PROIECTE PENTRU LAMINOARE DE PRODUSE PLATE, PROFILE, TEVI, TREFILATE SI CUPTOARE DE INCALZIRE SI TRATAMENT TERMIC. o ASIGURA ASISTENTA TEHNICA LA UZINARE, MONTAJ, PUNERE IN FUNCTIUNE SI ACORDA ENGINEERING IN STRAINATATE o

IPROLAM

INSTITUTUL DE INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARE PENTRU UZINE SI SECTII DE LAMINARE
str. Negustori 23-25, Bucuresti, Sector 2, Cod 79648
o Telefon 158739 o



3280

METALURGIA

Anul 39 Nr. 8 August 1987

CUPRINS

Ursu, V., Căluneanu, Nicoleta și Grecu, L. : **Modernizări ale instalațiilor și tehnologiilor de tratare în vid a oțelului lichid** 357

Gheorghe, Mihaela și Szabo, A. : **Intreținerea la cald prin toreretare a căptușelilor agregatelor termice** 364

Spoitu, C., Spoitu, S. și Spoitu, C.M. : **Modelarea și simularea procesului de grafitare** 369

Socolescu, Ana și Vișan, Sanda : **Metode de recuperare a elementelor din soluții în vederea valorificării lor** 373

Parascan, O., Teodoriu, A. E., Oprea, E. și Șerbănescu, R. : **Tehnologia de fabricație a țevilor pentru mufe din țevi sudate longitudinal** 375

Gaba, A., Vilceanu, S., Adler, O., Popescu, Mariana, Necula, C., Stavăr, S., Vintilă, H. și Selin, D. : **Cercetări privind amplasarea și funcționarea unui preîncălzitor mixt pentru cuptoarele adînci** 378

Gavriliu, Ștefania și Roman, P. : **Influența nichelului asupra caracteristicilor contactelor electrice sinterizate pe bază de argint** 380

Crăciun, D. și Crăciun, Ioana : **Nitrurarea în amestecuri de gaze** 383

Adrian, M., Răducanu, Doina, Târcolea, M. și Vasilescu, V. : **Considerații privind laminarea cu răcire dirijată a oțelului beton** 386

Landauer, Ortansa, Iulian, Olga, Mateescu, Cornelia și Bălăceanu, Anca : **Rezistența la coroziune a fontelor cu grafit lamelar aliate în medii de acizi minerali și clorură de sodiu** 390

Munteanu, Al. : **Inlocuirea oțelurilor de îmbunătățire slab aliate cu fontă cu grafit nodular.** 394

Wanyorek, C. : **Solidificarea dirijată: eroarea (statică) și corectarea (dinamică) a metodei cercului expansiv înscris** 402

REVISTA REVISTELOR 408

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă. P. O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Președintele colegiului de redacție: prof. dr. ing. L. SOFRONI
Redactor: ELENA PÎRVU
Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon: 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament: lei 180 anual. Costul unui exemplar: lei 15. Tiparul — Intreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25, București

I. P. „Informația"—c. 1357

CONTENTS

DC : 66.02 : 669.018.26

Ursu, V., Cătuneanu, Nicoleta and *Grecu, L.* : **The modernization of liquid steel vacuum treating installations and technologies**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 357—363

DC : 66.044.24

Gheorghe, Mihaela: **Hot gunning lining maintenance in heat treatment installations**

By the hot maintenance of different heat treatment installations, the durability of the refractory lining may be increased while reducing the specific refractory consumption, the specific thermal and electrical energy, as well as increasing production rate under operation safety conditions.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 364—368

DC : 621.785.377

Spoitu, C., Spoitu, S. and *Spoitu, M.C.* : **Modelling and simulation of graphitization process control**

The paper presents a relatively complex model for a Acheson type graphitization furnace. With the help of a simple physical model and by simplifying, the authors derive two ordinary differential equations describing the evolution of electrode temperatures and of resistor particles according to time. The authors present the calculation for an actual case, while highlighting the advantages for the industrial practice.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 369—372

DC : 669.053.8 : 004.8

Socolescu, Ana and *Vişan, Sanda*: **Methods of recovering elements in solutions with a view to upgrading them**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 373—374

DC : 621.774 : 666.78

Parascan, O., Teodoriu, A.E., Oprea, C., and Şerbănescu, R. : **Manufacturing technology of pipes for coupling made of longitudinally welded pipes**

The paper contains the results of the researches which lead to the assimilation of a new manufacturing technology for coupling pipes made of longitudinally welded pipes. Furthermore, the authors point out the outstanding adavantages related to the improvement of the quality of the final product, accompanied by the increase of production rate and by the increase of the working time for mechanical processing tools.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 375—377

DC : 62.745.31 : 621.783.224

Gaba, A., Vilceanu, S., Adler, O., Popescu, Mariana, Necula, C., Stavăr, S., Vintilă, H. and Selin, D. : **Researches on the location and operation of combined preheater for soaking pits**

The paper presents the main experimental results obtained on a combined preheater existing in a soaking pit.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 378—379

DC : 669.24 : 621.316.5

Gavriliu, Ştefania and Pavel. R. : **The influence of nickel on the characteristics of silver-based sintered electrical contacts**

Ag-Ni material with 0,1—0,15 % Ni is hardened by fine and submicronic dispersion, the material having higher hardening, electrical and mechanical wear strength and softening temperature as compared to the characteristics of pure silver.

For 10—40 % Ni, when the Ni content increases, hardening and fracture strength increase while density, electrical conductibility and elongation strength decrease.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 380—382

DC : 621.785.33

Crăciun, D. and Crăciun, Ioana: **Nitriding in gas mix**

The paper presents the practical aspects of applying the nitriding thermochemical cycles for a mixture including ammonia and endothermal gas. The authors present two diagrams applied with satisfying results to 41MoCr11 and 38MoCrA109 steel grades, as well as the quality parameters which have been obtained.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 383—385

DC : 621.771 : 669.14.018.291.3

Adrian M., Răducanu, Doina, Tircolea, M. and Vasilescu, V. : **Consideration on rolling with controlled cooling for concrete iron**

The authors present the possibilities of improving the mechanical characteristics of PC 60 concrete iron by the use of rolling with controlled cooling after hot rolling.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 386—389

DC : 620.193 : 669.13

Landauer, Ortansa, Iulian, Olga, Mateescu, Cornelia and Bălăceanu, Anca: **Corrosion strength of alloyed lamellar cast iron in mineral acid and sodium chloride media**

The authors present the corrosion gravimetric and electrochemical tests for alloy lamellar cast iron in 0,01M—2M mineral acid and sodium chloride media, for different temperatures.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 390—393

DC : 669.131.7

Munteanu, Al. : **The substitution of low alloy heat-treatable steels for nodular graphite cast iron**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 394—401

DC : 621.746.62

Wanyorek, C.: **Alloy directional solidification**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 402—407

INHALT

DK : 66.02 : 669.018.26

Ursu, V., Cătuneanu, Nicoleta, Grecu, L. : **Modernisierung der Anlagen und der Verfahren für die Vakuumbehandlung des Flüssigstahls**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 357—363

DK : 66.044.24

Gheorghe, Mihaela: **Warmbetriebsunterhaltung durch Torkretieren, der Zustellung der thermischen Anlagen**

Anhand der Warmbetriebsunterhaltung der verschiedenen thermischen Aggregate kann die Lebensdauer der Feuerfestzustellung verlängert werden. Als Vorteile werden:

— die Verminderung des Verbrauches von feuerfesten Stoffen;

— die Verminderung des spezifischen Verbrauches von thermische und elektrische Energie und

— die Vergrösserung der Leistungsfähigkeit, bedingt von der Betriebssicherheit , erwähnt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 364—368

DK : 621.785.377

Spoitu, C., Spoitu, S. und Spoitu, M.C. : **Formgebung und Simulieren der Steuerung des Graphitierungsprozesses**

In der Arbeit wird ein relativ komplexes Modell eines Acheson-artigen Graphitierungsofens dargestellt. Aus einem einfachen physikalischen Modell und einigen Vereinfachungen folgern zwei ordentliche Differentialgleichungen, die die Zeitevolution der Elektrodentemperaturen und der Widerstandskörner wiederspiegeln. Es wird ein Beispiel für die Berechnungsmethode eines konkreten Falls dargestellt und ein Teil der Schlussfolgerungen, zusammen mit einigen industriellen Anwendungen, erwähnt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 369—372

DK : 669.054.8 : 004.8

Socolescu, A., Vişan, S.: **Rückgewinnungsmethoden einiger für die Wiederverwertung vorgesehenen Lösungselemente**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 373—374

DK : 621.774 : 666.78

Paraşcan, O., Teodoriu, A.E., Oprea, E. und Şerbănescu, R.: **Verfahren für die Fertigung der aus längsgeschweissten Rohre hergestellten Muffenrohre**

Die Arbeit umfasst die Ergebnisse der Forschungstätigkeit, die durch die Einführung eines neuen Verfahrens für die Fertigung der aus längsgeschweissten Rohre hergestellten Muffenrohre, veranschaulicht wurden. Es werden ebenfalls einige besondere Vorteile, was die Verbesserung der Fertigerzeugnisse betrifft, gleichzeitig mit der Zunahme der Leistungsfähigkeit und der Vergrösserung der Haltbarkeit der für die mechanische Verarbeitung vorgesehenen Werkzeuge, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 375—377

DK : 62.745.31 : 621.783.224

Gaba, A., Vîlceanu, S., Adler, O., Popescu, Mariana, Necula, C., Stavăr, S., Vintilă, H. und Selin, D. : **Erforschungen betreffend der Lagerung und den Betrieb eines für den Tiefofen vorgesehenen Mischvorwärmer**

In der Arbeit werden die wichtigsten experimentellen Ergebnisse, mittels eines für die Ausrüstung eines Tiefofens vorgesehenen Mischvorwärmers dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 378—379

DK : 669.24 : 621.316.5

Gavriliu, Ştefania und Pavel, R.: **Der Einfluss des Nickels auf den Eigenschaften der mit Silber gesinterten elektrischen Kontakte**

Der Ag—Ni—Werkstoff mit einem Inhalt von 0,1—0,15% Ni wird durch eine feine Streuung abgehärtet und beweist eine grössere Härte, eine höhere submikronische mechanische und elektrische Verschleissfestigkeit, sowie eine hohe Erweichungstemperatur im Vergleich zum reinen Silber.

Was die Zusammensetzungen mit einem Gehalt von 10—14% Ni betrifft, wachsen gleichzeitig mit dem Anwachsen des Nickelgehalts, die Härte und die Bruchfestigkeit, während die Dichte , die elektrische Leitfähigkeit und die Streckfestigkeit sinken.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 380—382

DK : 621.785.333

Crăciun, D. und Crăciun, Ioana: **Stickstoffhärtung in Gasgemische**

Die Arbeit gibt die praktischen Ansichten der Anwendung der wärmechemischen Stickstoffhärtungskreisläufe in einem Ammoniakgemisch und einem endothermischen Gas wieder. Es werden zwei Diagrammen und die erhaltenen Qualitätsparametern dargestellt. Die o.g.Diagrammen wurden bei der Serienerzeugung, der 41 MoCr 11 und bzw. 38Mo Cr Al 19-Stahlmarken eingesetzt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 383—385

DK : 621.771.669.14.018.291.3

Adrian, M., Răducanu, Doina, Târcolea, M., Vasilescu, V. : **Betrachtungen betreffend das Walzen des Bethonstahls durch gerichtete Kühlung**

In der Arbeit „Betrachtungen betreffend das Walzen vom Bethonstahl durch gerichtete Kühlung" werden die Verbesserungsmöglichkeiten der mechanischen Eigenschaften des PC 60-Bethonstahls, mittels des Verfahrens für gerichtete Kühlung das nach dem Warmwalzen stattfindet, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 386—389

DK : 620.193 : 669.13

Landauer, Ortansa, Iulian, Olga, Mateescu, Cornelia und Bălăceanu, Anca: **Korrosionswiderstand des Gusseisens mit Lamellengraphit, das in Mineralsäure-und 0,01M-2M-Natriumchloridmedien bei verschiedenen Temperaturen, legiert wird**

Die Arbeit bestätigt einige gravimetrische und elektrochemische Laboruntersuchungen, was das Gusseisen mit Lamellengraphit, das in Mineralsäure-und 0,01M-2M-Natriumchloridmedien, bei verschiedenen Temperaturen legiert wird, betrifft.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 390—393

DK : 669.131.7

Munteanu, Al. : **Ersatz von niedriglegierten Vergütungsstähle, durch Gusseisen mit Kugelgraphit**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 394—401

DK : 621.746.62

Wanyorek, C. : **Gerichtete Erstarrung der Legierungen**

Metalurgia39(1987), nr. 8, p. 402—407

SOMMAIRE

CD : 66.02 : 669.018.26

Urs, V., Cătuneau, Nicoleta, Grecu, L. : **Modérnisations des installations et des technologies de traitement en vide de l'acier liquide**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 357—363

CD : 66.044.24

Gheorghe, Mihaela : **La réparation à chaud par gunitage des revêtements thermiques**

Par l'entretien à chaud des différents aggrégats thermiques on peut prolonger la durabilité des revêtements refractaires à effets multiples : la réduction de la mise au mille des refractaires ; la réduction de la mise au mille d'énergie thermique, d'énergie électrique ; l'augmentation de la productivité dans les conditions de la sureté en exploitation.

Metalurgia 39 (1987), nr.8, p. 364—368

CD : 621.785.377

Spoitu, C., Spoitu, S. et Spoitu, M. C. : **Le modélage et la simulation dans la commande du processus de graphitisation**

Les auteurs présentent un modèle relativement complexe d'un four de graphitisation de type Acheson. A partir d'un modèle physique simple on déduit deux équations différentielles ordinaires qui décrivent l'évolution en fonction de temps, de la température des électrodes et des granules du résistor.

Les auteurs expliquent le mode de calcul pour un cas concret en présentant les conclusions et les applications dans la pratique industrielle.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 399—372

CD : 669.054.8 : 004.8

Socolescu, Ana et Vişan, Sanda : **Méthodes de récupération des éléments contenus en solutions pour les mettre en valeur**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 373—374

CD : 621.774 : 666.78

Paraşcan, O., Teodoriu, A.E., Oprea, E. et Serbănescu, R. : **La technologie de fabrication des tubes pour manchons d'accouplement en tubes soudés en direction longitudinale**

L'article présente les résultats de recherches concretisées dans l'assimilation d'une nouvelle technologie de fabrication des tubes pour manchons d'accouplement. On présente également les avantages obtenus : l'amélioration de la qualité du produit fini, l'augmentation de la productivité et de la durabilité des outils d'usinage.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 375—377

CD : 62.7o5.31 : 621.783.224

Gaba, A., Vilceanu, S., Adler, O., Popescu, Mariana, Necula C., Stavăr, S., Vintilă, H. et Selin, D. : **Recherches concernant la mise en place et le fonctionnement d'un préchauffeur combiné pour les fours pits**

L'article présente les résultats expérimentaux obtenus dans le cas d'un préchauffeur combiné pour un four pit.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 378—379

CD : 669.24: 621.316.5

Gavriliu, Stefania et Pavel, R. : **L'influence du nickel sur les caractéristiques des contacts électriques sintérisés à base d'argent**

Le matériel Ag-Ni qui contient 0,1—0,15 %Ni est durci par dispersion fine, ayant des propriétés élevées telles que la dureté, la résistance à l'usure mécanique et électrique et la température d'adoucissement, par rapport aux propriétés de l'argent pur.

Dans le cas des compositions à 10—40 % Ni, l'augmentation de la teneur en Ni détermine l'augmentation de la dureté et de la résistance à la rupture et la diminution de la densite, de la conductibilité électrique et de la résistance à l'allongement.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 380—382

CD : 621.785.333

Crăciun, D. et Crăciun, Ioana : **La nitruration dans les melanges de gaz**

L'article présente les aspects pratiques de l'application des cycles thermochimiques de nitruration en melange d'ammoniac et de gaz endothermique. On présente deux diagrammes utilisés pour les nuances d'acier 41MoCr11 et respectivement 35MoCrA119, de même que les paramètres qualitatifs réalisés.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 383—385

CD : 621.771 :669.14.018.291.3

Adrian, M., Răducanu, Doina, Tărcolea, M., Vasilescu, V. : **Considérations sur le laminage à refroidissement contrôlé du fer à béton**

Les auteurs présentent les possibilités de perfectionner les caractéristiques mécaniques du fer à béton PC 60 par l'utilisation du processus de refroidissement contrôlé à la suite du laminage à chaud.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 386—389

CD : 620.193 : 669.13

Landauer, Ortansa, Iulian, Olga, Mateescu, Cornelia et Bălăceanu, Anca : **La résistance à la corrosion des fontes lamellaires alliées en milieu d'acides minéraux et de chlorure de sodium**

On présente des tests gravimétriques et électrochimiques pour la fonte lamellaire alliée, en milieux d'acides minéraux et de chlorure de sodium 0,01 M—2 M, à différentes températures.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 390—393

CD : 669.131.7

Munteanu, Al : **La substitution des aciers de traitement faiblement alliés par les fontes à graphite nodulaire**

Metalurgia 39(1987), nr. 8, p. 394—401

CD : 621.746.62

Wanyorek, C. : **Solidification directionnée des alliages**

Metalurgia 39 (1987) nr 8, p 402—407

СОДЕРЖАНИЕ

ДК:: 66.02: 669.018.26

Урсу, В., Кэтунеану, Николета, Греку, Л.: **Модернизация установок и технологий вакуумной обработки жидкой стали**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 357—363

ДК: 66.044.24

Георге, Михаела: **Горячий ремонт торкретированием футеровок термических агрегатов**

Горячим ремонтом различных термических агрегатов можно продлить срок службы огнеупорных футеровок многочисленными эффектами: снижение удельного расхода огнеупоров; снижение удельного расхода тепловой энергии и электроэнергии; повышение производительности при условии эксплуатационной надежности.

Metaurgia 39 (1987), nr. 8, p. 364—368

ДК: 621.785.377

Споиу, К., Споиу, С. и *Споиу, М. К.:* **Моделирование процесса графитизации**

В работе представлена относительно комплексная модель печи графитизации типа Acheson. На основе простой физической модели и упрощений можно вывести два ординарных дифференциальных уравнений, описывающие развитие температуры электродов и зерен резистора во времени.

Приводится пример метода расчета для конкретного случая, а также представлены ряд выводов с применением в промышленной практике.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 369—372

ДК:669.054.8: 004.8

Соколеску, Ана и Вишан, Санда: **Методы рекуперации элементов из растворов для их освоения**

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 373—374

ДК: 621.774: 666.78

Параскан, О., Теодориу, А., Опреа, Е. и *Шербэнеску, Р.:* **Технология производства труб для муфт из продольносварных труб**

Работа содержит результаты исследовательской деятельности, конкретизируемые в освоении новой технологии производства труб для муфт из продольносварных труб. Представлены также особые преимущества по улучшению качества конечного изделия одновременно с повышением производительности и увеличением сроком службы инструментов механической обработки.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 375—377

ДК: 62.745.31: 621.783.224

Габа, А., Вылчеану, С., Адлер О., Попеску, Мариана, Некула, К., Ставэр, С., Винтилэ, Х. и Селин, Д.: **Исследования расположения и работы комбинированного подогревателя для нагревательных колодцев**

Работа представляет основные полученные экспериментальные результаты на комбинированных подогревателях снабжающие, нагревательные колодцы.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 378—379

ДК: 669.24: 621.316.5

Гаврилиу, Штефания и Павел, Р.: **Влияние никеля на характеристики синтеризированных электрических контактов на основе серебра**

Материал Ag-Ni с 0,1—0,15% Ni затвердевают мелкой дисперсией; при этом твердость, прочность на механическую и электрическую деструкцию и температура размягчения являются повышенными по отношению свойств чистого серебра.

У составов с 10—40% Ni, с ростом содержания Ni повышается твердость и сопротивление на разрыв и снижается плотность, электрическая проводимость и сопротивление при растяжении.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 380—382

ДК: 621.78.333

Крэчюн, Д. и *Крэчюн, Иоана:* **Азотирование в газовых смесях**

Работа представляет практические аспекты применения термохимических циклов азотирования в смеси аммиака и эндотермического газа. Представлены две диаграммы, прриненные удовлетворительными результатами для марки стали соответственно 41MoCr11 и 38MoCrAl09, а также и достигнутые качественные параметры.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8, p. 383—385

ДК: 621.771: 669.14.018.291.3

Адриаян, М., Рэдукану, Дойна, Тырколя, М., Василеску:, В.: **Соображения по прокатке с управляемым охлаждением арматурной стали**

Работа представляет возможности улучшения механических характеристик для арматурной стали PC60 применением способа, управляемого охлаждения после горячей прокатки.

Заменяется обычная термообработка закалки прокатов управляемым охлаждением прутков на определенном интервале температур.

Представлены теоретическое обоснование, экспериментальные определения и выводы.

Metalurgia 39 (1987), nr. 8 p. 386—389

ДК: 620.193: 669.13

Ландауер, Ортанса, Юлиян Ольга, Матееску, Корнелия и Бэлэчану, Анка: **Коррозионная устойчивость легированного пластинчатого чугуна в средах минеральных кислот и хлористого натрия**

Представлены гравиметрические и электрохимические тесты коррозии для пластинчатого чугуна, легированного в средах минеральных кислот и хлористого натрия 0,01 М — 2 М при различных температурах.

Metalurgia 39 (1987), nr 8, p. 390—393

ДК: 669.131.7

Мунтеану, А.: **Замена низколегированной улучшаемой стали чугуном с шаровидным графитом**

Metalurgia 39 (987), nr. 8, p. 394—401

ДК: 621.746.61

Ваньерек, К: **Управляемое затвердевание сплавов**

Metalurgia 39(1087), nr. 8, p. 402—408

METALURGIA 8
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Ing. V. Ursu, ing. Nicoleta Cătuneanu
şi ing. L. Grecu
ICEM — Bucureşti

Modernizări ale instalaţiilor şi tehnologiilor de tratare în vid a oţelului lichid

(Lucrare de sinteză)

CZ: 66.02:669.018.26

Apariţia instalaţiilor de tratare a oţelului lichid în vid a fost reclamată de cerinţele calitative pretinse de beneficiari produselor din oţel.

Odată cu salturile tehnologice înregistrate în domenii de vîrf ca : industria spaţială, nucleară, energetică, aeronautică, chimică, se accentuează preocuparea pentru diminuarea greutăţii reperelor. Implicit, au sporit şi s-au diversificat şi condiţiile calitative impuse produselor din oţel. Cerinţele calitative s-ar putea exprima sintetic prin puritate, omogenitate, ecarturi restrînse ale compoziţiei chimice.

Tendinţa actuală a consumatorilor este de a utiliza oţelul la întreaga lui capacitate intrinsecă, fără a fi deteriorat de impurificări nedorite (incluziuni, faze, precipitate) cu condiţia încadrării constante şi reproductibie în caracteristici. Obţinerea caracteristicilor constante şi reproductibile implică alierea în limite restrînse şi omogenitatea şarjei.

Ca urmare, înseşi conceptele de puritate incluzionară sau în elemente reziduale, în înţelesul calitativ al noţiunii de conţinut scăzut, au evoluat mult în ultimii 20 ani.

Se vorbeşte acum de posibilitatea practică de obţinere în oţeluri a conţinuturilor de 0,2 ppm H; 5—10 ppm O; ~10 ppm N de P şi S de ordinul a cîtorva ppm — sau Σ P + S + N + O + H < 70 ppm, valori de 10—50 ppm C sau N şi C + N < 100 ppm în oţeluri inoxidabile aliate cu Cr. Figura 1 prezintă relaţii cantitative între conţinuturile de elemente reziduale şi proprietăţile oţelurilor.

Evident, astfel de rezultate nu se pot obţine prin practicile devenite tradiţionale în metalurgia secundară. Obţinerea acestor performanţe a fost condiţionată de aplicarea în practică a unor concepţii tehnologice şi fluxuri de fabricaţie adecvate scopului urmărit şi care au implicat îmbunătăţiri, perfecţionări ale instalaţiilor clasice.

La baza modificărilor de concepţie şi constructive au stat studii amănunţite asupra proceselor, însoţite de modelări fizice şi matematice.

În condiţiile necesităţii dezvoltării procedeului de turnare continuă de extindere a procesului de laminare directă (D.R.P. — Direct Rolling Process), sau cu încărcătură caldă (H.C.R — Hot Charge Rolling), modernizările actuale din oţelării trebuie să realizeze, alături de imperativele calitative, asigurarea obţinerii produsului metalurgic în ritm alert şi să aibă elasticitate în condiţiile unei dispecerizări riguros controlate.

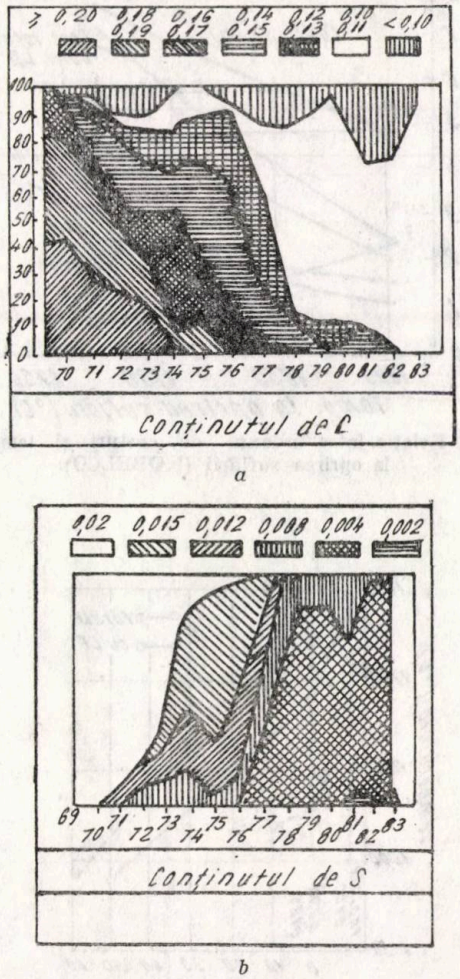


Fig. 1. Dinamica nivelurilor de C şi S în specificaţiile de oţel pentru ţevi cu diametre mari (Mannesman—RFG)

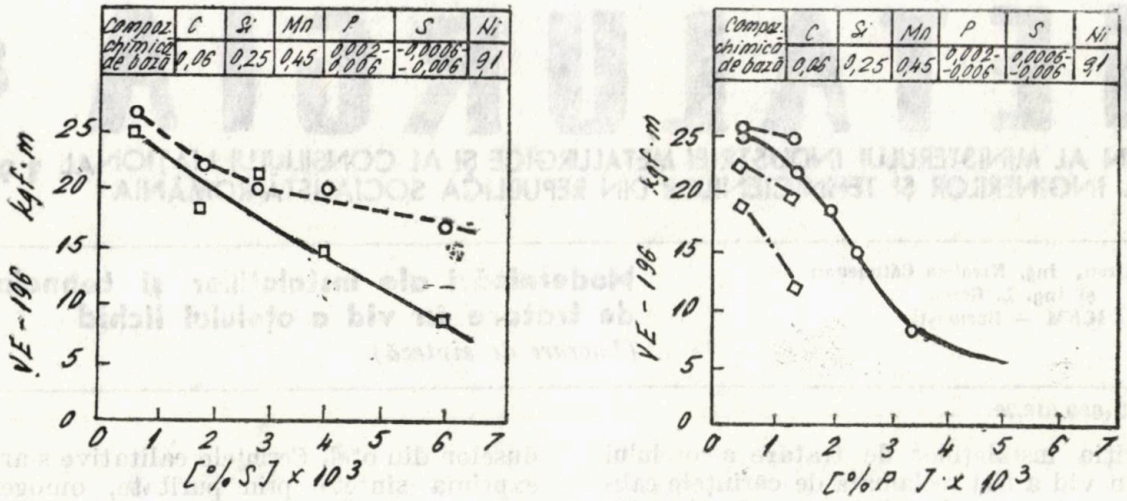


Fig. 2. Efectul %S şi %P asupra energiei de rupere prin şoc (oţel 9%Ni)

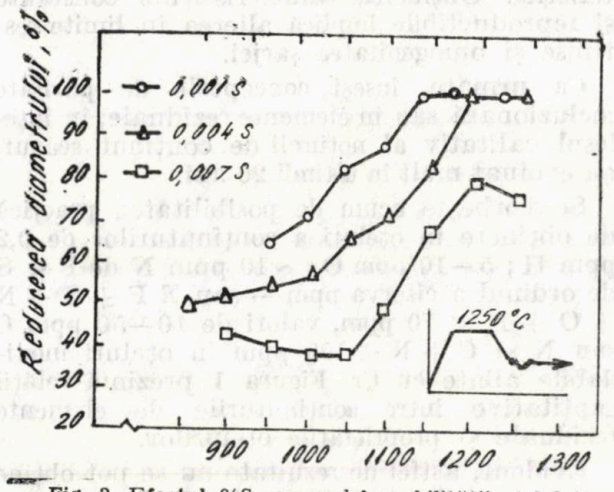


Fig. 3. Efectul %S asupra deformabilităţii oţelului inoxidabil

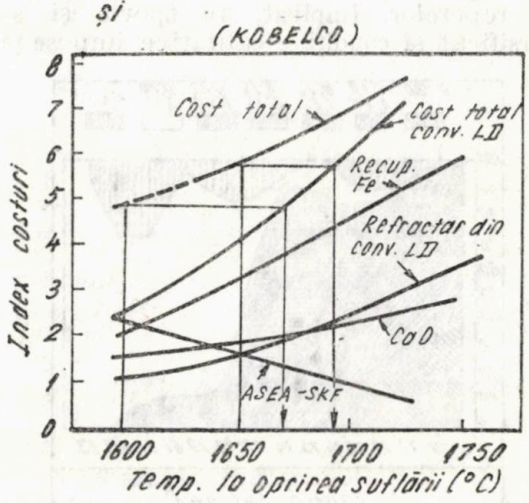


Fig. 4. Relaţie între indexul de costuri şi temperatură la oprirea suflării (KOBELCO).

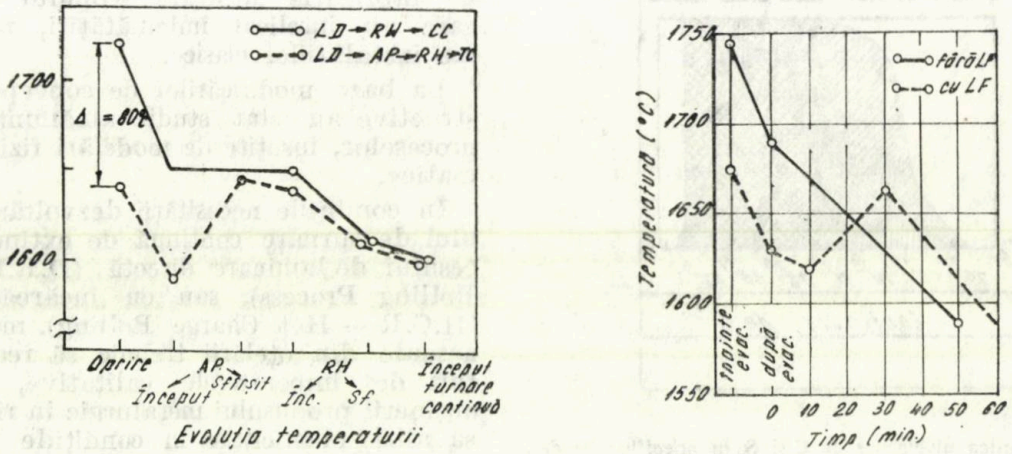


Fig. 5. Evoluţia temperaturii oţelului în variante de elaborare cu şi fără aport de căldură

Agregatele devenite clasice pentru tratament de degazare în vid au preluat funcţii suplimentare de rafinare cu zgure (DH, RH — FR), apropiind procesele prin efectul lor metalurgic de soluţionările mai costisitoare de tip ASEA—SKF, VAD, VOD. Simultan, au fost exploatate la maximum funcţiile specifice fiecărui procedeu costisitor de tip ASEA —SKF, prin introducerea agitării suplimentare cu argon, prin insuflări de pulberi VAD, prin dublarea debitelor de argon insuflat SS— VOD, atingînd niveluri foarte coborîte (UL— Ultra Low, SUL — Super Ultra Low) de impurităţi (S.H.O.N.C) pentru a rezolva cererile de calitate extrem de ridicate.

Aportul de oxigen este sub formă de O_2 gazos sau ţunder-minereu în recipientul de tratament: RH, OB, DH, LRF atît pentru o decarburare avansată cît şi pentru aportul termic al reacţiilor exoterme.

Aceste salturi au fost posibile prin controlul şi scurtarea duratelor de proces tipice diferitelor practici metalurgice de rafinare în oală.

— Controlul asupra proceselor se realizează în condiţiile utilizării mijloacelor perfecţionate de aparatură de control, măsură, înregistrare, centralizare, implicînd un grad variabil de computerizare.

De exemplu, măsurarea O_{liber} ($O_{f.e.m.}$) prin sonde EMF + tip CELOX a devenit un procedeu de lucru la fel de obişnuit ca măsurarea temperaturii.

A fost soluţionată prelevarea probelor de oţel, zgură şi gaze arse din oală sau incinte vidate prin lance de probă.

Controlul gradului de oxidare a băii la afinarea de tip VOD este asigurat prin analiza spectrală continuă a compoziţiei gazelor arse (nu numai prin raport P_{CO}/P_{CO_2}).

A crescut operativitatea în pregătirea şi execuţia analizei probelor de oţel (de exemplu 50 s timp de laborator pe analizor automat cu spectrometrie de emisie).

Scurtarea duratelor de proces se realizează în principal prin intensificarea proceselor şi diminuarea timpilor ajutători de aşteptări şi comenzi.

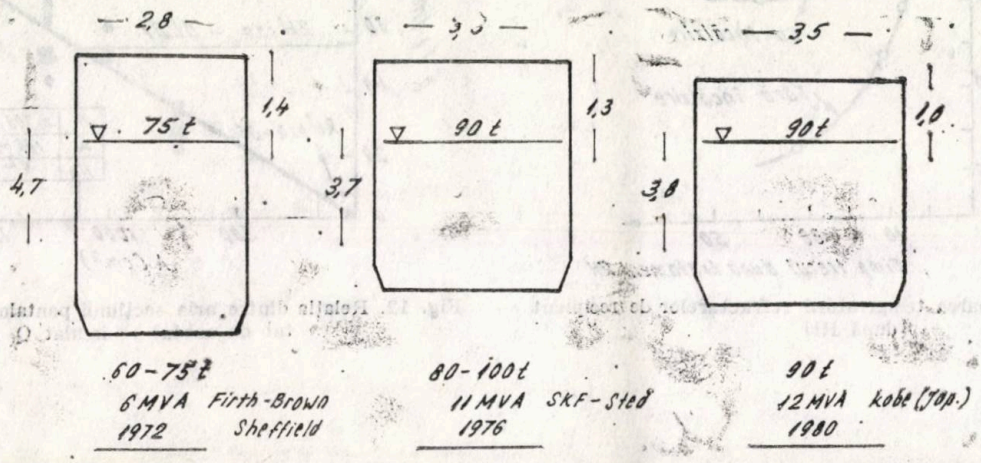


Fig. 6. Dinamica modificării puterii transformatoarelor şi geometriei oalei la ASEA—SKF

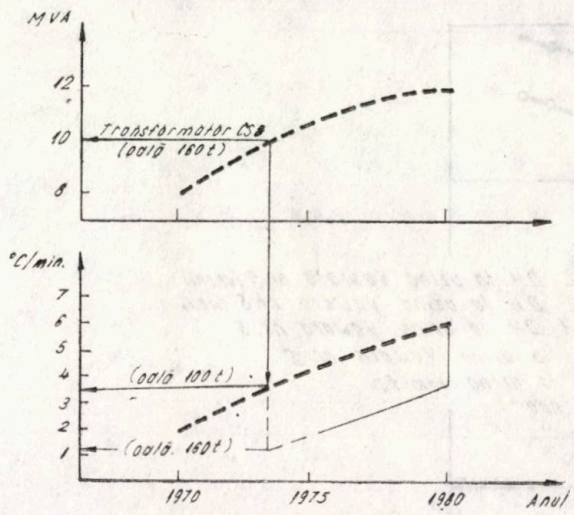


Fig. 7. Viteza de încălzire a oţelului în instalaţii cu aport de căldură în funcţie de puterea transformatorului (oală 100 t)

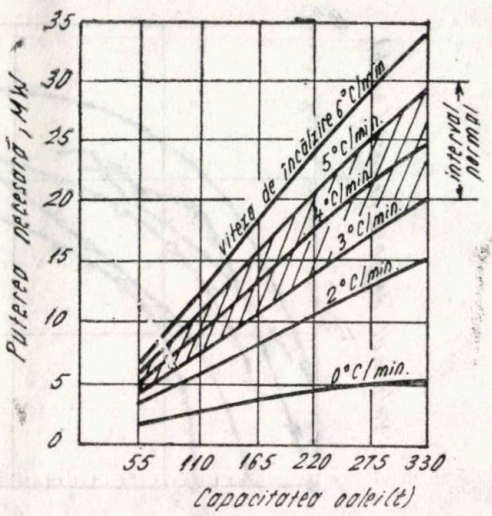


Fig. 8. Puterea transformatorului în relaţie cu capacitatea oalei şi pentru diferite viteze de încălzire a băii

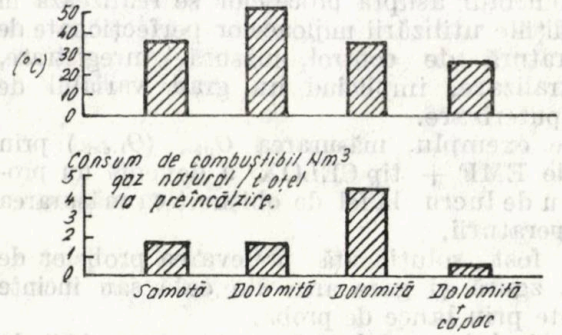


Fig. 9. Influența intensității de preîncălzire și a tipului de material refractar al oalei asupra pierderilor termice ale oțelului

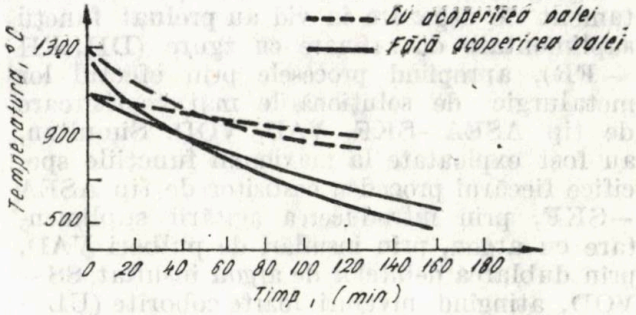


Fig. 11. Relația dintre temperatura în refractare și timp

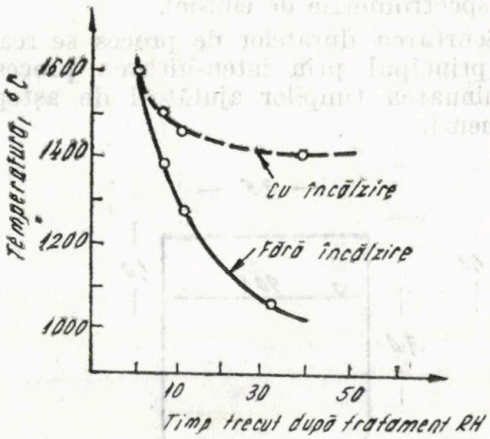


Fig. 10. Schimbarea temperaturii refractarelor de recipient după RH

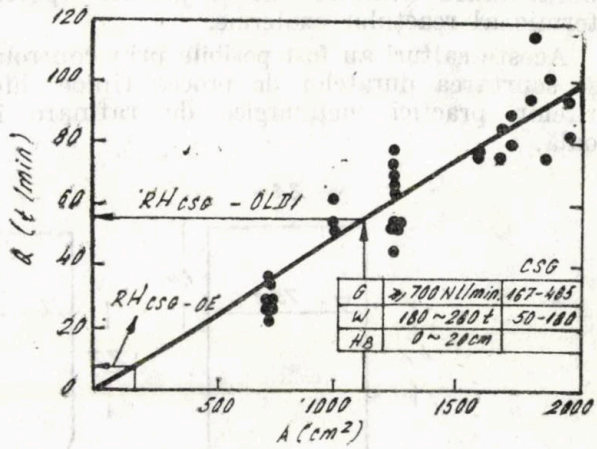


Fig. 12. Relația dintre aria secțiunii pantalonului A și debitul de metal recirculat Q

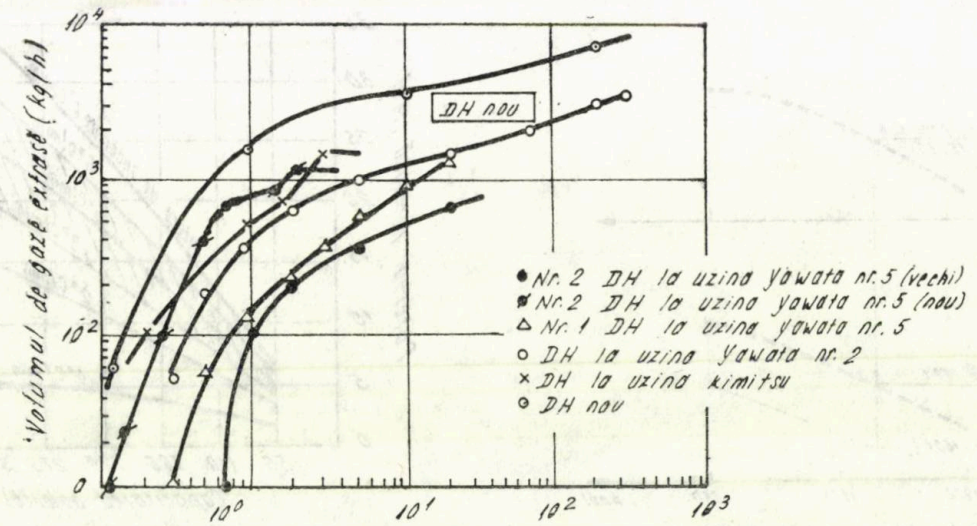


Fig. 13. Interdependența dintre nivelul de vacuum și conținutul de gaze extrase

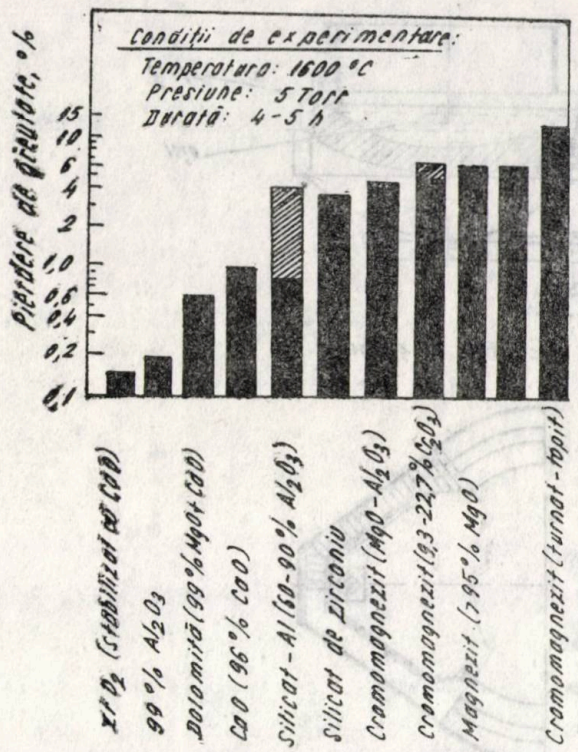


Fig. 14. Comportarea materialelor refractare în vid. Suprafețele haşurate indică pierderile de greutate a diverselor materiale puse în evidență în timpul experimentării

pentru 1 kg Al/t oțel) la o viteză de încălzire de 4,5°C/min, în condițiile unui randament termic de 95 %, încălzirea oalelor de tratament și a recipienților de vid la temperaturi de 1 000 —1 500°C (fig. 4) și acoperirea oalelor de tratament cu capace (fig. 5).

— Mărirea vitezei proceselor de transfer (masic, termic) între lichid-zgură, lichid-gaz, a timpului de amestecare, în relație cu gradul de agitare a băii, exprimat prin W/t, W/m³, W/m² suprafață oală, debit sau grad de recirculare.

Ca exemplu se poate da: introducerea sau intensificarea barbotării cu gaz inert la ASEA —SKF, DH, RH; schimbarea geometriei recipientelor RH, DH; mărirea diametrului și/sau a numărului de tuburi la RH (fig. 6); amplasarea simetrică a pompei la DH; schimbarea geometriei oalei-cuptor de tratament (diametru-înălțime); soluționarea insuflării controlate (sigură și reproductibilă) a debitelor mari prin dopuri cu porozitate orientată, din material refractar rezistent (bazic), utilizate la oalele de tratament.

— Micșorarea rapidă a presiunilor parțiale ale gazelor din oțel prin utilizarea insuflării intense cu gaz inert sau la presiuni scăzute (vid); mărirea debitelor specifice ale gazelor inerte; sporirea capacității de extracție a

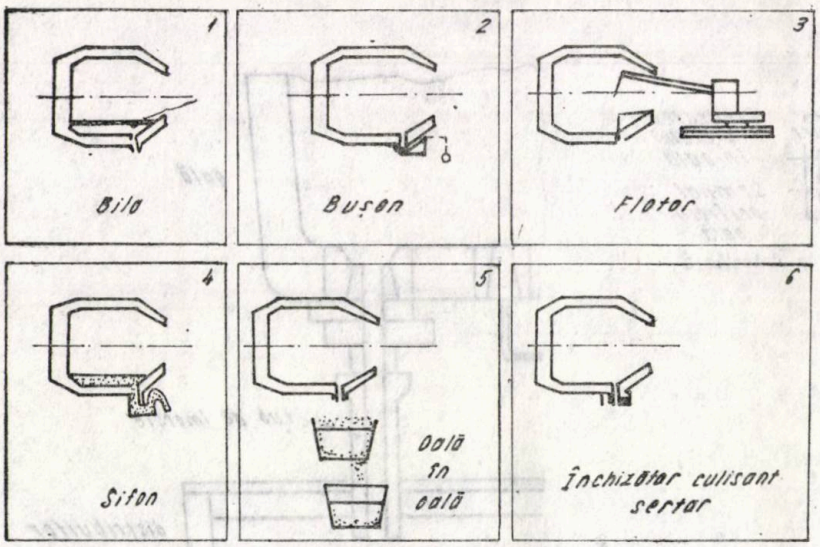


Fig. 15. Mijloace de separare a oțelului din convertizor

Mijloacele de intensificare în domeniul optim al proceselor s-au orientat către:

— Crearea unei rezerve termice, obținută ieftin (fig. 2) prin aport suplimentar de căldură sau/și diminuarea pierderilor pentru a se putea analiza durata necesară de proces. Printre acestea se pot exemplifica mărirea capacității transformatoarelor de la oală-cuptor, pentru a se asigura viteze de încălzire de 4—6° C/min, față de 1—3°C/min (fig. 3) și obținerea unui aport termic la procesele de tip RH—OB, prin reacțiile exoterme rezultate prin adaosuri de Al. Se obțin reîncălziri pînă la 110°C (30°C gazelor arse către 1 000—2 000 kg/min la presiuni mici (fig. 7) și reducerea volumelor incintelor vidate (etanșarea prin capac) și a pierderilor de neetanșeitate (dublă etanșare, (fig. 8).

— Alierea în limite restrînse și microalierea avînd drept consecință necesitatea de a soluționa corespunzător modul și momentul de adaos, forma și concentrația feroaliajelor, la practicarea adaosurilor în vid.

— Automatizarea și computerizarea proceselor de introducere a adaosurilor de dezoxidare, aliere în vid, inclusiv corecțiile fine,

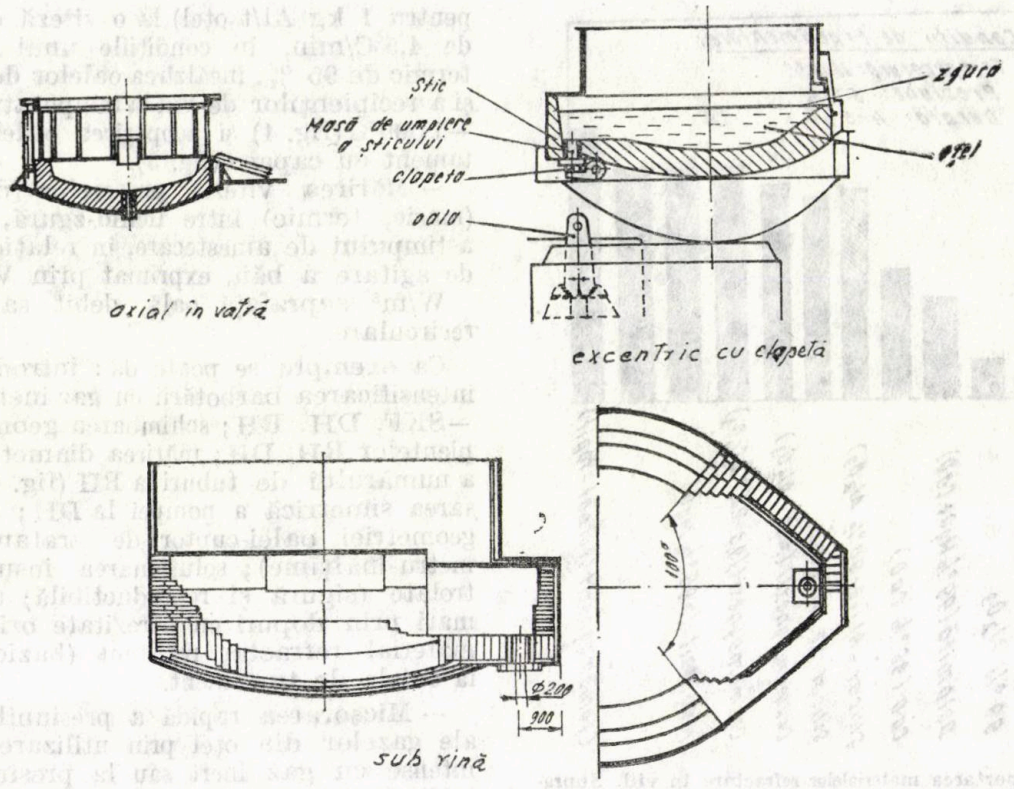


Fig. 16. Amplasare ştic de evacuare a oţelului din cuptoare electrice

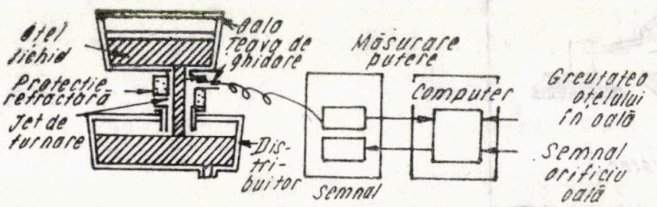


Fig. 17. Diagrama schematică a sistemului de detecţie a zgurei în distribuitor

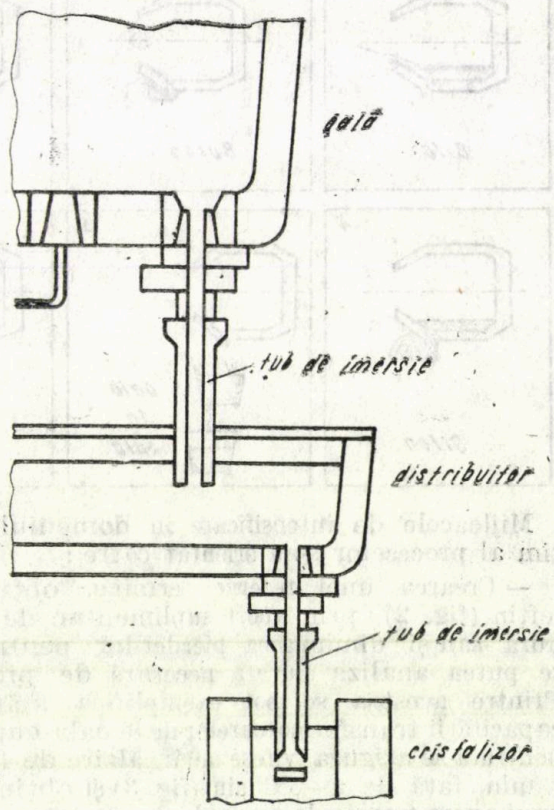


Fig. 18. Dubla proiecţie a jetului de la turnarea continuă

corelate cu prelucrările datelor din analizele chimice ale oţelului, gazelor arse, parametrilor de lucru, ceea ce implică posibilităţi de adaosuri (feroaliaje sau amestecuri zgurifiante), dezoxidare, desulfurare, defosforare, în cadenţă şi în cantitate optimă, cu condiţia pregătirii şi gospodăririi adaosurilor sistemelor de alimentare, cîntărire şi dozare fiabile.

— Urmărirea şi controlul procesului prin vizualizare TV ,analize semicontinue la temderaturi ale C, S, P, O în timpul procesului.

— Dispecerizarea automată a întregului flux la Oita (NSC), rezultînd un ciclu complet de obţinere a tablei din oţel de 12 h de la deşarjarea fontei din furnal pînă la ieşirea din laminor.

Avantajele calitative obţinute prin tehnicile de tratare în vid a oţelului trebuie să fie păstrate pînă la produsul finit. Din această cauză, tratarea în vid a oţelului este strîns legată de diminuarea cît mai avansată a contaminării cu faze exogene de refractare, zgură, atmosferă.

Aceasta se realizează prin alegerea materialului refractar de la oală, dop poros, distribuitor, tub de imersie la turnarea continuă, reţele de turnare, materiale de turnare (prafuri, plăci) utilizarea materialelor bazice, zirconice, superaluminoase (fig. 9); zgură prin eliminarea trecerii zgurei în reactorul metalurgic de tratament (reţinerea zgurei şi îndepărtarea ulterioară prin mijloace mecanice (fig. 10) sau extrasă prin vacuum), sistem automat de detecţie a zgurei din oală la Wakayama (fig. 11), pentru eliminarea reacţiilor reversibile ale proceselor de reoxidare (însoţite de diminuarea Al şi mărirea impurificării incluzionare) cu ajutorul capacelor de protecţie a oalei şi a sistemului de turnare cu tuburi de imersie la turnare continuă (fig. 12).

Modernizările aduse instalaţiilor şi tehnologiilor au avut drept consecinţă o utilizare intensivă a capacităţilor de tratare în vid intrate pe fluxul de fabricaţie nu numai pentru obţinerea de noi mărci şi calităţi cu performanţe deosebite imposibil de realizat prin procedee clasice, dar şi pentru ridicarea standardului calitativ al oţelurilor din producţia de masă.

Se apreciază că ponderea oţelului tratat în vid a atins în 1984 peste 20 % din producţia mondială de oţel brut pe anul 1985, iar în Japonia 50 % în anul 1984.

Combinatul Oita (NSC), Japonia, trata, încă din 1981 95 % din producţia anuală, iar uzina Thyssen Heinrichshütte-Hattingen, R.F.G., peste 55 % în variante de tratament complet sau simplificat. Ritmicitatea de tratare la Oita atinge 27 şarje/12 ore, deci peste 50 şarje/zi pe instalaţie de tip RH.

Întreținerea la cald prin torcretare a căptușelilor agregatelor termice*

Ing. Mihaela Gheorghe
și ing. A. Szabo
ICEM — București

CZ: 66.044.24

Întreținerea la cald prin torcretare a căptușelilor agregatelor termice are o pondere din ce în ce mai mare în exploatare în regim intensiv. Alături de îmbunătățirea permanentă a calității produselor refractare și de implicare a noi sortimente superioare în zidăria agregatelor termice, ponderea factorilor de exploatare și întreținere, în special prin torcretare, atinge 50—60% din sporul de durabilitate al acestora, iar în unele cazuri aceste sporuri ating 300—600 %, demonstrat pe plan mondial prin funcționare în condiții record.

Procedeele de torcretare utilizate sînt foarte variate. Astfel, se pot cita drept cele mai răspîndite metodele de torcretare umede și semiuscate adaptate și în R.S.R., atît la convertizoarele cu oxigen cît și la cuptoarele electrice și Martin și la melanjoare, la oale de turnare etc.

Sînt, de asemenea, din ce în ce mai des utilizate metodele de torcretare prin flacără, aplicate în Japonia și U.R.S.S. (oxicombustibil, plasmă, metalotermice). Metoda oxicombustibil se utilizează în mai multe variante avînd rol funcțional diferit. Metoda de întreținere prin procedeul de torcretare oxicombustibil constă în insuflarea cu oxigen a unui amestec de material refractar (dolomită, magnezită) cu cocs mărunt în proporție de 1 : 1. Cenușa formată se sudează direct pe căptușeala uzată și este refăcută ori de cîte ori este nevoie.

Recordul realizat prin acest procedeu este de cca 2000 șarje la un convertizor de 180 t, iar în cazul bolților cuptoarelor Martin durabilitatea crește cu cca 36—40 % [4].

Mai recent a apărut metoda multifuncțională care constă în torcretarea prin flacără oxicombustibilă (gaz metan — O_2) a varului mărunt și depunerea acestuia pe suprafața căptușelii înlocuind practic 50—70% din varul necesar formării zgurei în convertizoare de 300 t.

Metodele de torcretare prin flacără în general ating performanțe superioare metodelor de torcretare semiuscate și umede dar necesită instalații de torcretare complexe.

Cercetările cu ajutorul calculatoarelor electronice referitoare la proprietățile de exploatare a maselor de torcretare și durabilitatea căptușelilor au arătat că este eficace mărimea intensității de torcretare și aceasta trebuie să fie începută în stadiile inițiale ale campaniei și nu la apariția deteriorărilor locale ale căptușelii. Intensitatea minimă admisă la torcretare este 0,3—0,4 kg material torcret pe tona de oțel [1].

Cercetările din exploatare arată că în condițiile de intensificare a torcretării se pot atinge durabilități nelimitate [2].

Creșterea esențială a durabilității se observă în perioada de formare a uzurilor locale în căptușeală.

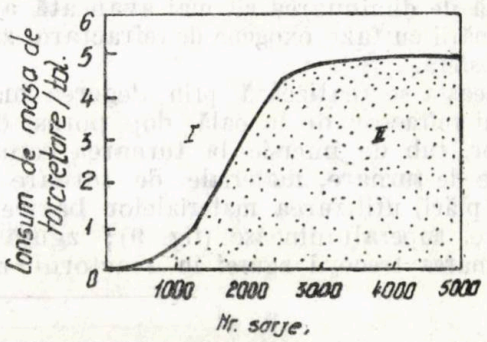


Fig. 1. Durabilitatea căptușelii torcretate: *1* — durabilitate nelimitată; *2* — terminarea campaniei

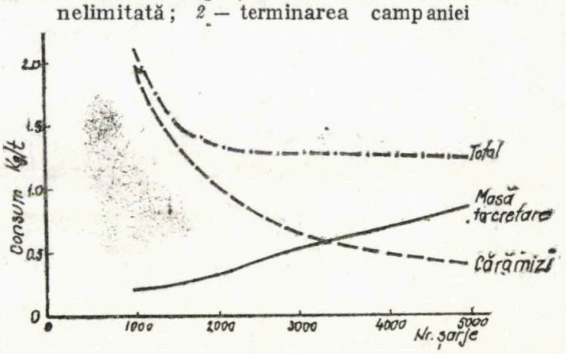


Fig. 2. Consumul de refractare pentru o campanie de 5 035 șarje de la uzina Kimitsu

Din tabelul 1 reies următoarele: în Anglia se realizează 900 șarje pe campanie adăugînd 30,7 kg dolomită/t oțel și torcretînd sporadic, consumîndu-se 0,06 kg masă de torcretare; în Japonia durabilitatea este de 5 000 șarje cu adaos de dolomită 30,7/t oțel la un consum de masă de torcretare de 0,87 kg/t oțel.

În figura 2 se arată eficacitatea intensificării metodei de torcretare în Japonia la o campanie de 5 000 șarje (5 035) de la Kimitsu, Nippon Steel Corporation.

Din figură rezultă:

— consumul de refractare pe tona de oțel este practic constant după cca 2 000 șarje;

* Lucrarea a fost realizată în colaborare cu specialiștii de la I.P.R. Brăila, I.P.R.-Azuga, C.S.-Galați (OLD 1) și Fabrica de blocuri delomitice, C.S.-Hunedoara (OSM 2), OȚ 2, Melanjoare

Tabelul 1

Comparaţie între consumul şi costul de torcretare în Anglia şi Japonia

Ţara	Cărămizi	Masă de torcretare	Total refractare	Dolomită	Durată şarje/ campanie
	kg/t	kg/t	kg/t	kg/t	
Anglia	1,60	0,06	1,66	30,7	960
Japonia	0,39	0,87	1,26	30,7	5000

— ritmul de aplicare a torcretului creşte semnificativ după 2 500 şarje şi este de aproape 1,3 kg/t oţel, torcretarea aplicîndu-se după cîte două şarje.

În general pentru aplicarea unei torcretări eficiente trebuie să se realizeze următoarele condiţii:

— compatibilitate bună între material şi apă (umectabilitate bună) fără declanşarea reacţiilor de hidratare chimică, asigurînd totodată curgerea lină pe trasee de fluide, fără tendinţa de înfundare a duzelor şi a traseelor de transport pneumatic;

— realizarea unui acord satisfăcător cu suprafaţa torcretată în procesul complex şi rapid de ardere şi întărire a masei pe această suprafaţă (eliminarea apei, încălzirea masei, topirea independentă a unora din componenţi, formarea ciobului ceramic final de compactitate maximă realizînd totodată un acord ceramic satisfăcător cu suprafaţa torcretată fără pierderi mari de masă);

— ciobul format solidar cu suprafaţa de bază să aibă o rezistenţă mare la atacul chimic al zgurelor şi al metalului iar reacţia de creuzet să concure la accelerarea reacţiilor metalurgice din agregat.

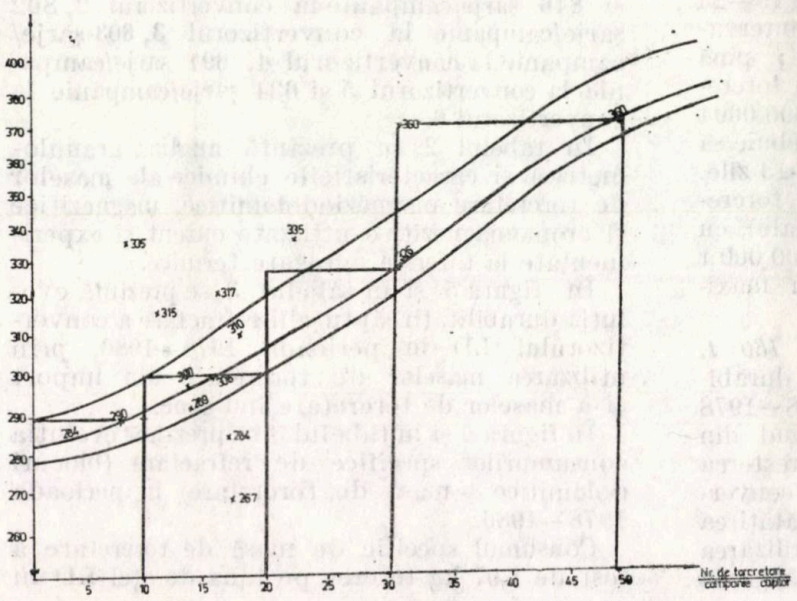


Fig. 3. Influenţa numărului de operaţii de torcretare asupra durabilităţilor căptuşelilor la cuptorul S.M. de 400t

Primele mase de torcretare româneşti de tip TB 80, MTE fabricate în R. S. România au fost experimentate la cuptoare electrice şi melanjoare, prin metoda de torcretare semiuscată.

În continuare, lucrarea prezintă cercetările efectuate de ICEM în colaborare cu C.S.G., C.S.H. şi I.P.R.—Brăila pentru stabilirea tehnologiei de fabricaţie şi utilizare a unor mase de torcretare magneziodolomitice, magnezitice, magneziocromitice şi cromomagnezitice care înlocuiesc practic masele enumerate, prezentînd proprietăţi funcţionale esenţial superioare.

Intreţinerea la cald prin torcretare a cuptoarelor Martin. Prin lucrările de cercetare s-a finalizat tehnologia de fabricaţie şi de utilizare a maselor magneziocromitice utilizate la C.S.H, la cuptoare de 400 t şi de 100 t la peretele din spate, la peretele din faţă, la boltă şi la canale verticale.

Consumul specific mediu de 0,15 kg/t oţel a dus la un spor de durabilitate de 24 şarje, adică 9,2 % şi la un spor de producţie de 90 000 t oţel, pe seama reducerii staţionărilor pentru reparaţii intermediare, care a permis pînă în momentul de faţă reducerea consumului specific de cărămizi refractare cu 1 kg/t de oţel faţă de media realizărilor din anii 1982—1983, cînd cuptoarele au funcţionat cu o pondere de produse din import de 80—90 %. Prin aplicarea industrială a maselor de torcretare indigene ponderea cărămizilor din import s-a redus la 20 %.

Figura 3 încearcă să demonstreze că durabilitatea căptuşelilor creşte la 220 şarje dacă pe campanie numărul torcretărilor este sub zece, creşte la media de 308 dacă numărul torcretărilor este de 10—20 şi atinge o medie de 326 şarje dacă acesta este de 20—30. Prin extrapolare este de aşteptat ca cifra record de 360 şarje atinsă cu 31 torcretări să devină o medie de durabilitate la un nivel de 50 operaţii de torcretare/campanie.

Pentru realizarea acestor performanţe este necesară triplarea consumului de mase de torcretare (0,6—0,8 kg/t) şi, implicit, a numărului de torcretări realizate pe campanie de cuptor, triplînd numărul de operaţii şi torcretări pe platforma OSM de la C.S.H.

La o torcretare s-au utilizat 1—2 mase de torcretare. Torcretarea cuptoarelor Martin s-a realizat după încărcarea fierului vechi sau după ajustare cu foc redus (1 300—1 400°C).

La demolarea cuptoarelor Martin după torcretarea cu mase bazice indigene s-au constatat următoarele :

— grosimea remanentă a căptușelii în zona torcretată a fost cu 200—250 mm mai mare decît în zona netorcretată;

— grosimea remanentă a bolții a fost cu 100 mm mai mare decît în zona netorcretată.

Torcretarea cuptoarelor electrice și a melanjoarelor. În anii 1984—1986 s-au experimentat la C.S.H. și C.M.—Cîmpia Turzii la cuptoare electrice de 125 t și 100 t (brîu de zgură, cuvă) și la melanjoare de 600 t (zona de impact a fontei, jgheab de evacuare) mase de torcretare magnezitice și magneziodolomitice.

Consumul specific de mase de torcretare a variat între 0,33 și 0,86 kg/t oțel.

Durabilitatea realizată prin torcretare la cuptoarele electrice a crescut cu 20—25 % în condițiile utilizării cărămizilor magnezitice și cromomagnezitice fabricate în R.S.R. Același sortiment de masă de torcretare magnezitică, dar selecționat în colaborare cu secția melanjoare de la C.S.H., a permis prelungirea durabilității melanjorului care, începînd de la 675 t fontă rulată a fost reparat sistematic cu masă de torcretare indigenă iar după consumarea a 31 t mase de torcretare, în 7 reprize de torcretare, a dus la prelungirea duratei de funcționare, permițînd rularea a 906 962 t fontă.

Cu masa magnezitică indigenă utilizată la torcretarea melanjoarelor de 600 t s-au atins druabilități medii echivalente cu durabilitățile realizate cu mase de torcretare din import, cu perspectiva de a se apropia de 1 mil. t fontă rulată.

Experiența acumulată a permis precizarea unui grafic optim de torcretare și anume : pînă la 300 000 t fontă rulată intervalul este între 23—39 zile; pînă la 400 000 t fontă rulată intervalul de torcretare este între 15—24 zile; pînă la 500 000 t fontă rulată intervalul de torcretare este între 14—18 zile; pînă la 600 000 t fontă rulată intervalul de torcretare este de 14—15 zile; peste 600 000 t fontă rulată frecvența de torcretare trebuie să fie în medie de 10 zile, variind între 7—13 zile.

Cu cît este mai mare frecvența de torcretare în etapele inițiale (cifrele minimale), cu atît frecvența de torcretare după 600 000 t fontă rulată rămîne la nivelul cifrelor maximale.

Torcretarea convertizoarelor LD de 160 t. În condițiile concrete ale C.S. Galați, durabilitățile înregistrate în perioada 1968—1978 erau sub 300 șarje/campanie. Începînd din 1978, s-au aplicat măsuri pentru creșterea durabilității căptușelii refractare a convertizoarelor cu oxigen și anume : îmbunătățirea calității blocurilor dolomitice prin utilizarea unor dolomite ușor sinterizabile, adăugarea de dolomită la formarea zgurei cu minimum 6 % MgO, glazurarea căptușelii convertizoarelor cu zgură cu viscozitate ridicată și torcretarea programată a zonelor de uzură maximă.

În anii 1982—1983 experimentarea maselor bazice indigene magneziodolomitice la convertizoarele LD s-a realizat în paralel cu utili-

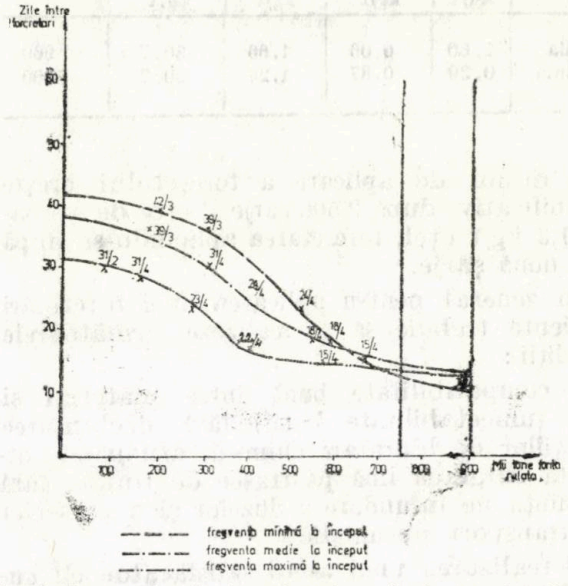


Fig. 4. Frecvența de torcretare la melanjor în funcție de cantitatea de fontă rulată

zarea maselor din import de la firmele Quigley-Irlanda, C.E. Refractories — S.U.A., Veitscher Magnezita-Austria, Radex-Austria, Lafarge-Franța.

Începînd din 1984 aceste mase pentru convertizoare se fabrică pe scară industrială în R.S.România.

Utilizarea maselor de torcretare indigene la convertizoarele LD a dus, în anii 1984—1986, la obținerea unor durabilități record de 1 011 șarje/campanie la convertizorul 1, 953 și 846 șarje/campanie la convertizorul 2, 862 șarje/campanie la convertizorul 3, 603 șarje/campanie la convertizorul 4, 694 șarje/campanie la convertizorul 5 și 634 șarje/campanie la convertizorul 6.

În tabelul 2 se prezintă analiza granulometrică și caracteristicile chimice ale maselor de torcretare magneziodolomitice, magnezitice și cromomagnezitice utilizate curent și experimentate la diferite agregate termice.

În figura 5 și în tabelul 3 se prezintă evoluția durabilității căptușelii refractare a convertizorului LD în perioada 1978—1986, prin utilizarea maselor de torcretare din import și a maselor de torcretare indigene.

În figura 6 și în tabelul 3 se prezintă evoluția consumurilor specifice de refractare (blocuri dolomitice + masă de torcretare) în perioada 1978—1986.

Consumul specific de masă de torcretare a fost de 1,07 kg torcret pe tona de oțel LD în

Tabelul 2

Caracteristicile maselor magneziodolomitice, magnezitice şi magneziocromitice, utilizate la torcretarea cuptoarelor electrice, a melanjoarelor şi a cuptoarelor Martin

	Analiza chimică, %							Analiza granulometrică, mm					
	MgO	CaO	Fe_2O_3	Al_2O_3	P.C.	Cr_2O_3	SiO_2	2	1	0,5	0,2	0,09	0,09
Mase magneziodolomitice	44,3—	—	1,10—	1,04—	0,60—	—	4,43	2	0,8	0,1	mb. 0,1		
	47,84		1,80	1,76	1,50		7,42	15,8	24,7	12,9	30,3		
Mase magnezitice	71,24—	2,60—	1,89—	0,24—	1,66—	—	8,85	29,4	33,9	22,0	32,0		
	82,3	2,87	3,36	0,16	2,88		11,26	5—	13,0	12,6—	1,5—	1,9—	40,2—
Mase magneziocromitice								20,6	13,6	19,0	10,6	18	40,3
	51,04—	1,81—	2,32—	5,44—	1,18—	3,96—	7,34—	—	—	0,08	sub	0,08—	—
	74,84	2,91	3,47	11,25	2,29	5,83	11,63			1,1—	98,9—		
										3,2	96,8		

1985 şi 0,98 kg torcret pe tona de oţel LD în 1986.

Cercetările efectuate atît pe plan mondial cît şi în R.S.R. asupra procedeelor de protecţie a căptuşelilor refractare referitoare la reparaţiile preventive prin torcretare şi la reducerea vitezei de dizolvare în zgură a elementelor din căptuşeala refractară prin îmbogăţirea zgurei cu unele materiale de adaos care să ducă la suprasaturarea zgurei cu elemente

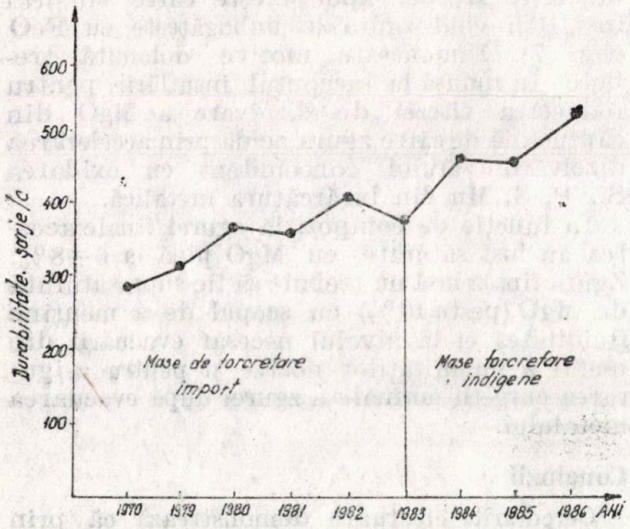


Fig. 5. Evoluţia durabilităţii căptuşelii refractare a convertizoarelor LD de la C.S.G. în perioada 1978—1986

Tabelul 3

Evoluţia durabilităţii şi a consumurilor specifice de materiale refractare la convertizoarele LD de la C.S.G.

Anul	Durabilitate media pe oţelării LD, nr. şarje	Consumuri specifice, kg/t oţel		
		Total	Blocuri dolomitice	Masă de torcretare
1978	283	6,25	6,25	—
1979	318	6,05	5,55	0,5
1980	366	5,70	4,99	0,7
1981	362	6,00	5,12	0,8
1982	410	5,38	4,50	0,88
1983	372	6,08	4,98	1,10
1984	453	5,2	4,1	1,10
1985	454	4,97	3,90	1,07
1986	531	4,28	3,30	0,98

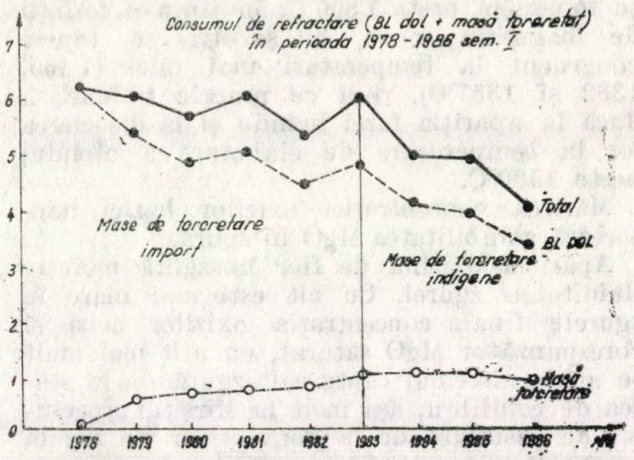


Fig. 6. Evoluţia consumurilor specifice de materiale refractare în perioada 1978—1986

cu care zgura în mod normal se îmbogăţea prin asimilarea acestora din căptuşeli, au arătat că procesul de uzură a căptuşelii bazice conţinînd MgO depinde, în mare măsură, de concentraţia de echilibru de saturaţie a zgurei cu MgO saturat:

$$1)\ \lg K_{MgO} = \lg a_{MgO} = \frac{A}{T} + B$$

Solubilizarea MgO în zgură este determinată de intensitatea interacţiunii cu oxizii acizi din zgură. Se poate scrie ecuaţia:

$$2)\ \lg f_{MgO} = e^{SiO_2}_{MgO}\,(SiO_2) + e^{P_2O_5}_{MgO}\,(P_2O_5) + e^{Al_2O_3}_{MgO}\,(Al_2O_3)$$

unde $e^{SiO_2}_{MgO}$, $e^{P_2O_5}_{MgO}$, $e^{Al_2O_3}_{MgO}$ sînt parametrii interacţiunii MgO cu SiO_2, P_2O_5 şi Al_2O_3, iar (SiO_2), (P_2O_5), (Al_2O_3) reprezintă concentraţia oxizilor în zgură, în %.

Pe măsura solubilizării căptuşelii, conţinutul de MgO în zgură se apropie de cel de echilibru. În fiecare moment al insuflării, pentru zgura corespunzătoare există concentraţia de saturare cu MgO, care se determină cu ecuaţia 1 şi 2.

$$1)\ \lg(MgO)\ \text{saturat} = 2{,}14 - \frac{3050}{T} + 0{,}0213\,(SiO_2) + 0{,}0032\,P_2O_5 + 0{,}016\,Al_2O_3$$

$$2)\ \lg(MgO)\ \text{saturat} = -\frac{2825}{T} + 2{,}702 +$$

$$+ 0{,}0165\ (SiO_2) + 0{,}0013(P_2O_5) + 0{,}012(Al_2O_3) -$$

$$- 0{,}0128\ (CaO) - 0{,}056\ (FeO) - 0{,}011\ (MgO).$$

În conformitate cu ecuația 2, cea mai mare influență asupra MgO de saturație din oxizii acizi o are conținutul de SiO_2.

Influența P_2O_5 asupra MgO saturat este neînsemnată.

După analiza fizico-chimică a lui N.C. Kurnakova se poate explica relația 1 și 2 prin aceea că bisilicatul de calciu, fosfatul tricalcic, monoaluminatul de magneziu și bisilicatul de magneziu se topesc la peste 1 800°C, în timp ce fosfații de magneziu mono, bi și tri se topesc congruent la temperaturi mai mici (1 165, 1382 și 1357°C), ceea ce practic trebuie să ducă la apariția fazei lichide și la disocierea lor la temperatura de elaborare a oțelului peste 1500°C.

Mărirea concentrației oxizilor bazici micșorează solubilitatea MgO în zgură.

Apariția oxizilor de fier în zgură mărește fluiditatea zgurei. Cu cît este mai mare în zgurele finale concentrația oxizilor acizi și corespunzător MgO saturat, cu atît mai mult se abate sistemul căptușeală-zgură de la starea de echilibru, așa încît la sfîrșitul procesului de insuflare de la convertizor de regulă acest sistem nu se află în echilibru.

Uzura căptușelii depinde nu numai de compoziția zgurii finale ci și de mărimea MgO saturat care determină rezultatele finale ale procesului de uzură. Pentru micșorarea uzurii căptușelii în practica proceselor de convertizor, se utilizează adaosuri de materiale cu MgO, dolomită crudă, var dolomitic, dolomită de ajustare, magnezită de ajustare. Necesarul de dolomită adăugată la fiecare șarjă trebuie să asigure apropierea zgurei finale de starea de echilibru a MgO și minimalizarea uzurii căptușelii.

Cercetările efectuate asupra dizolvării dolomitei în zgură au arătat o comportare diferită a cristalelor de CaO și MgO :

— cristalele de CaO sînt repede dizolvate în zgura lichidă, inițial acidă, pînă cînd aceasta se saturează în silicat sau silicofosfat de calciu refractar avînd temperatura de topire ridicată. Pelicula refractară formată reduce în continuare viteza de dizolvare a varului în zgură. În prezența MgO formarea ortosilicaților tinde spre formarea melvinitului și monticelitului compuși incongruenți cu temperatura de topire 1 575°C, respectiv 1 458°C, apropiată de temperatura băii, astfel încît fenomenul de inhibare constatat în sistemul binar, ternar și polinar nu mai are loc, iar odată cu formarea FeO în baie, viteza de asimilare a varului crește în prezența MgO în zgură, alături de FeO fluiditatea crește astfel încît fluidificatorii clasici CaF_2, $Na_2Si_2F_6$ sînt utilizați mai rar, în proporții mai mici, micșorînd nocivitatea zgurei ;

— cristalele de MgO se dizolvă mai mult în prezența zguriei lichide cu conținut ridicat de FeO. MgO se dizolvă rapid la începutul procesului de elaborare, zgura fiind acidă și

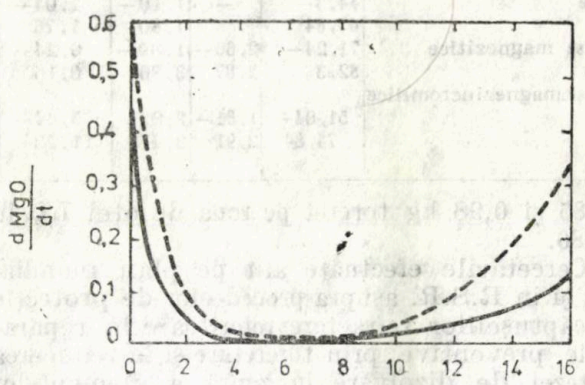


Fig. 7. Viteza de dizolvare a MgO în funcție de timpul de insuflare

descrește repede, apoi crește către sfîrșitul insuflării cînd zgura se îmbogățește cu FeO (fig. 7). Din aceste motive dolomita trebuie introdusă la începutul insuflării pentru reducerea vitezei de dizolvare a MgO din căptușeală de către zgura acidă prin accelerarea dizolvării varului concomitent cu oxidarea Si, P, S, Mn din încărcătura metalică.

În funcție de compoziția zgurei finale acestea au fost saturate cu MgO pînă la 6—8%. Zgura finală însă nu trebuie să fie suprasaturată de MgO (peste 10%) cu scopul de a menține fluiditatea ei la nivelul necesar evacuării din metal a impurităților nocive și pentru asigurarea curgerii normale a zgurei după evacuarea metalului.

Concluzii

Cercetările efectuate demonstrează că prin întreținerea la cald a diferitelor agregate termice se poate prelungi durabilitatea căptușelilor refractare cu efecte multiple : reducerea consumului specific de refractare ; reducerea consumului specific de energie termică, energie electrică ; mărirea productivității muncii în condițiile siguranței de exploatare.

Drept materii prime de bază la fabricarea maselor de torcretare în R.S.R. se folosesc deșeurile recuperabile magneziene, dolomita și adaosurile care găsesc o valorificare superioară.

BIBLIOGRAFIE

[1] Nasihima, N. — În : Révue de Métallurgie, C.I.T., Franța, nr. 1, 1978, p. 203—210
[2] Raport IRSID — iulie 1977
[3] * * * Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 6, 1986, p. 52
[4] John, M. În : Révue de Métallurgie, C.I.T., Franța, nr. 2, 1978, p. 357—377

Ing. C. Spoitu
A.C.I.T.P.C. — Slatina,
ing. S. Spoitu
C.T.C.E. — Slatina
şi ing. C. M. Spoitu
U.C.R. — Bucureşti

Modelarea şi simularea procesului de grafitare a electrozilor

C.Z. 621.785.377

Realizarea unui model fizic şi matematic care să redea cît mai fidel evoluţia în timp a cuptorului de grafitare este necesară din mai multe motive, dintre care se menţionează : posibilitatea de a stabili consumul de energie şi a căilor de reducere a lui, posibilitatea de a calcula valoarea temperaturilor şi de a evalua riscul de şoc termic, posibilitatea de a analiza performanţele cuptorului în funcţie de proprietăţile fizice ale materialelor folosite şi de modul de aranjare a electrozilor.

Pînă în prezent cercetătorii români [1], [2] au elaborat o serie de modele de complexităţi diferite. Cum era de aşteptat, informaţii mai multe şi mai exacte sînt furnizate de modelele mai cuprinzătoare.

Lucrarea prezintă un model cu două ecuaţii diferenţiale ordinare, prin rezolvarea cărora se obţine evoluţia în timp a temperaturii electrozilor şi a materialului rezistor.

Modelul fizic şi matematic. Simplificat, cuptorul de grafitare tip Acheson pentru electrozi siderurgici este schiţat în figura 1. În cele ce urmează se admite că electrozii din cuptor sînt identici ; se presupune că electrozii au aceeaşi temperatură θ_e, iar materialul rezistor are o altă temperatură θ_g identică în orice punct (la un moment dat). Se neglijează orice rezistenţă electrică în afară de rezistenţa porţiunii $A-B$ a cuptorului. Se consideră că în electrod, ca şi în rezistor, nu există gradienţi termici şi nici de putere. Deşi unele ipoteze sînt destul de restrictive, totuşi modelul obţinut pe baza lor este suficient de bun pentru a reda rezonabil comportarea cuptorului în timp.

În condiţiile simplificărilor făcute se poate face separat bilanţul energetic pentru electrozi şi pentru rezistor, obţinîndu-se două ecuaţii diferenţiale ordinare :

$$m_e\, c_{pe} \frac{d\theta_e}{dt} = P_e - K_{eg}\, S_{eg} (\theta_e - \theta_g) \qquad (1)$$

$$m_g\, c_{pg} \frac{d\theta_g}{dt} = P_g - K_{eg}\, S_{eg} (\theta_g - \theta_e) - K_{ext}\, S_{ext} (\theta_g - \theta_{ext}) \qquad (2)$$

La stabilirea celor două ecuaţii s-a admis că rezistorul îmbracă în întregime electrozii.

Deoarece proprietăţile fizice ale materialelor (capacităţi calorice, conductivităţi termice) depind de temperatură, integrarea ecuaţiilor (1) şi (2) nu se poate face decît numeric. Pentru rezolvarea completă a problemei este necesară determinarea puterilor P_e şi P_g în funcţie de mărimi fizice accesibile (diagramă de putere, diagramă de curent ş.a.). S-a admis că secţiunea circulară a electrodului se poate înlocui cu o secţiune pătrată, obţinîndu-se rezultate satisfăcătoare în ceea ce priveşte evoluţia temperaturii electrozilor şi a rezistorului.

Repartiţia puterii în cuptor. În continuare se prezintă o metodă de a determina cele două puteri P_e şi P_g. Pentru aceasta se va folosi tehnica prezentată de Wilkening de stabilire a distribuţiei curentului şi puterii între electrozi şi rezistor. Porţiunea $A-B$ a cuptorului (fig. 1) este alcătuită din reunirea mai

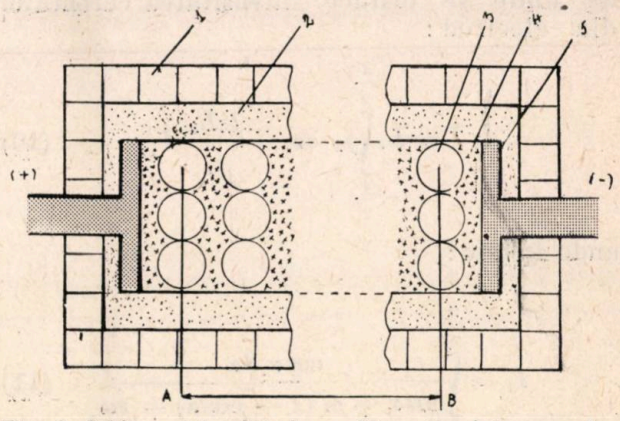


Fig. 1. Schiţa cuptorului de grafitare tip Acheson : *1* — beton refractar ; *2* — material termoizolant ; *3* — electrozi ; *4* — granule rezistor ; *5* — electrozi de capăt

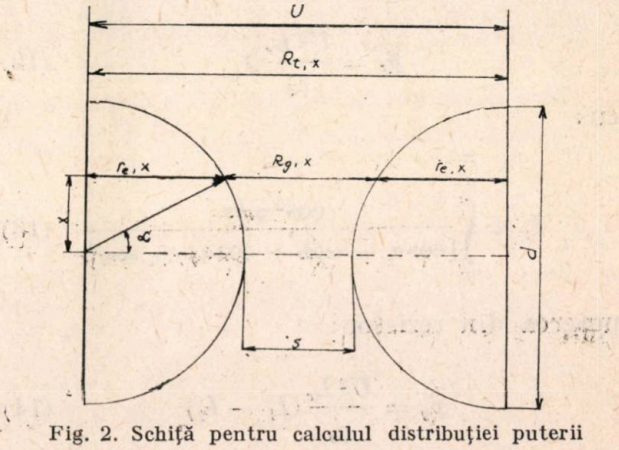


Fig. 2. Schiţă pentru calculul distribuţiei puterii

multor zone, identice cu zona din figura 2. Se pot scrie următoarele relații :

$$x = \frac{d}{2} \sin \alpha \tag{3}$$

$$R_{e,x} = 2r_{e,x} = d\rho_e \cos\alpha \tag{4}$$

$$R_{g,x} = d\rho_g [(1 - \cos\alpha) + \varepsilon)] \tag{5}$$

$$R_{t,x} = d\rho_e [\cos\alpha + \omega(1 - \cos\alpha) + \varepsilon\omega] \tag{6}$$

unde :

$$\omega = \frac{\rho_g}{\rho_e} \tag{7}$$

$$\varepsilon = \frac{s}{d} \tag{8}$$

În continuare, pentru densitatea de curent în punctul x există relația :

$$j_x = \frac{U}{R_{t,x}} \tag{9}$$

de unde se deduce intensitatea curentului din electrod :

$$I = L_e \int_{-\frac{d}{2}}^{\frac{d}{2}} j_x \, dx = \frac{UL_e}{\rho_e} I_1 \tag{10}$$

unde I_1 este :

$$I_1 = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{\cos\alpha \, d\alpha}{\cos\alpha + \omega (1 - \cos\alpha) + \varepsilon\omega} \tag{11}$$

Similar se obține puterea din electrod :

$$p_e = \frac{U^2 L_e}{\rho_e} I_2 \tag{12}$$

cu :

$$I_2 = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \frac{\cos^2\alpha d\alpha}{[\cos\alpha + \omega(1 - \cos\alpha) + \varepsilon\omega]^2} \tag{13}$$

puterea din rezistor :

$$p_g = \frac{U^2 L_e}{\rho_e} (I_1 - I_2) \tag{14}$$

și puterea totală :

$$p_t = \frac{U^2 L_e}{\rho_e} I_1 \tag{15}$$

Deoarece porțiunea $A-B$ a cuptorului este alcătuită din n_0 zone identice celor din figura 2 puse în serie și din n_v zone în paralel, legătura cu parametrii de funcționare ai cuptorului este :

$$U_c = n_0 U \tag{16}$$

$$I_c = n_v I \tag{17}$$

Din relațiile (10), (16) și (17) se obține :

$$P_c = \frac{I_c^2 \rho_e n_0}{L_e I_1 n_v} \tag{18}$$

sau :

$$I_1 = \frac{I_c^2 \rho_e n_0}{L_e P_c n_v} \tag{19}$$

Din (19) se poate determina ω dacă se cunoaște valoarea rezistivității electrodului. Cele două puteri care interesează se calculează după relațiile :

$$P_e = \frac{I_2}{I_1} P_c \tag{20}$$

$$P_g = P_c - P_e \tag{21}$$

Integrarea numerică a ecuațiilor (1) și (2) s-a făcut folosind metoda Runge-Kutta-Gill, cu ajutorul subrutinei RKGS din biblioteca matematică a calculatorului IBM 1130 [3]. Rezolvarea ecuației (19), la fiecare pas de integrare, a fost efectuată prin metoda înjumătățirii intervalului.

Proprietățile fizice dependente de temperatură au fost exprimate prin funcții liniare sau exponențiale de temperatură, pe porțiuni.

Determinări experimentale. Pentru a se putea face aprecieri asupra exactității modelului s-au făcut măsurători de temperaturi în diverse cuptoare de grafitare; domeniul măsurat a avut limitele 0°C — 1 100°C. Amplasarea termocuplurilor în cuptor este prezentată în figura 3; au fost fixate la jumătatea înălțimii cuptorului.

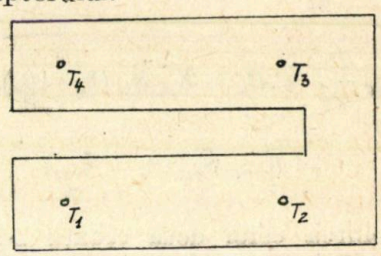


Fig. 3. Schema amplasării termocuplurilor

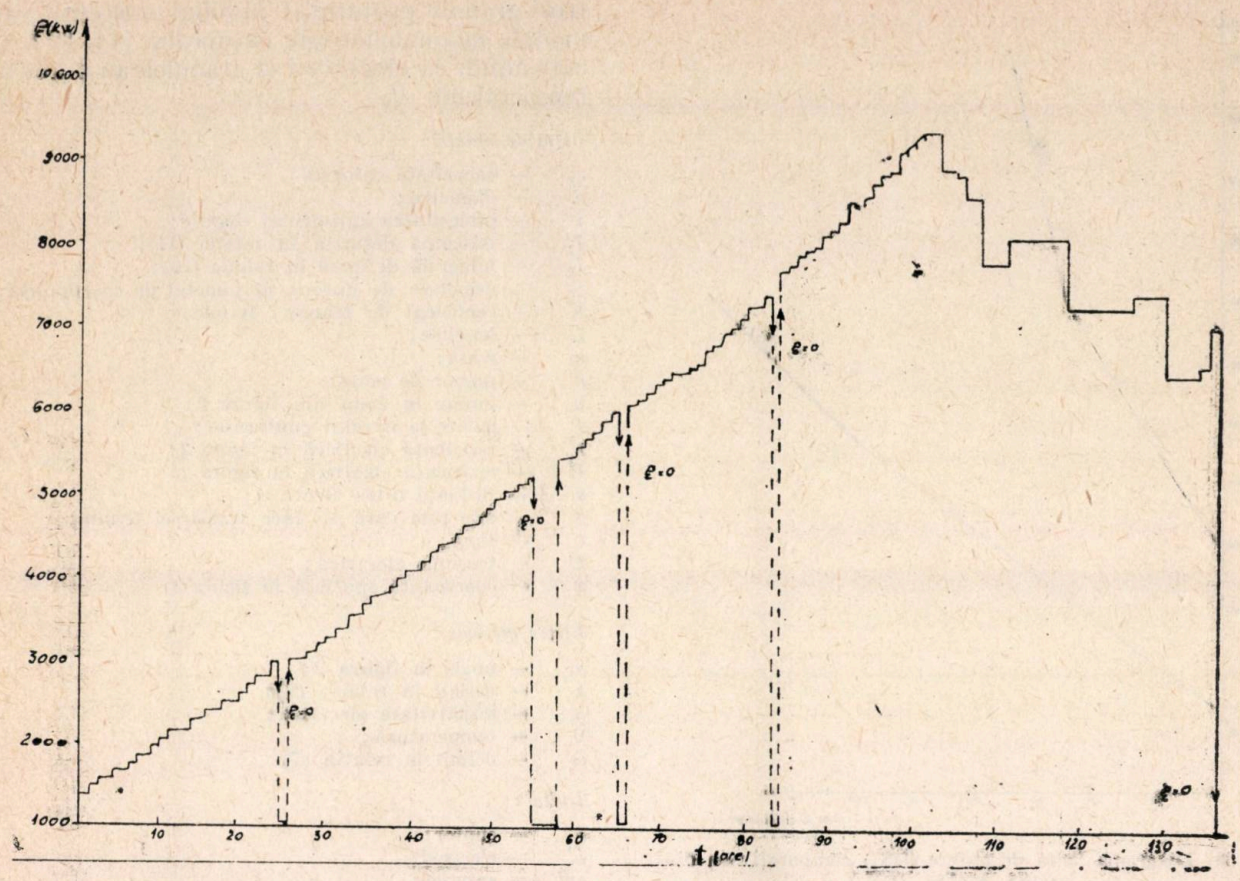


Fig. 4. Diagrama de putere a cuptorului

Pentru obținerea valorilor temperaturilor din ecuațiile (1) și (2) s-au folosit valori orientative ale proprietăților fizice ale electrozilor și ale rezistorului furnizate de literatură [4]; s-a ținut seamă de dependența lor de temperatură, stabilindu-se relații de forma $p = p(T)$ care să aproximeze cel mai bine datele experimentale.

La unul din cazurile studiate s-a utilizat diagrama de putere din figura 4. Valorile temperaturii din cuptor și cele calculate sînt prezentate pentru comparație în figura 5. După cum se observă, concordanța dintre model (ecuațiile (1), (2), (11), (13), (19), (20) și (21)) și experiment este bună avînd în vedere și modul în care s-au stabilit valorile proprietăților fizice. În figura 5 liniile verticale reprezintă domeniul de temperaturi indicate de cele patru termocupluri.

Se demonstrează astfel că tehnica modelării și simulării aplicată la cuptoarele de grafitare este cît se poate de eficientă atît la proiectare cît și la conducerea procesului, în ipoteza cunoașterii cît mai exacte a proprietăților fizice ale materialelor și a unor parametri de lucru. Această metodă se poate folosi și în cadrul unor geometrii sau aranjamente ale electrozilor diferite, prin modificarea corespunzătoare a ecuațiilor (1) și (2).

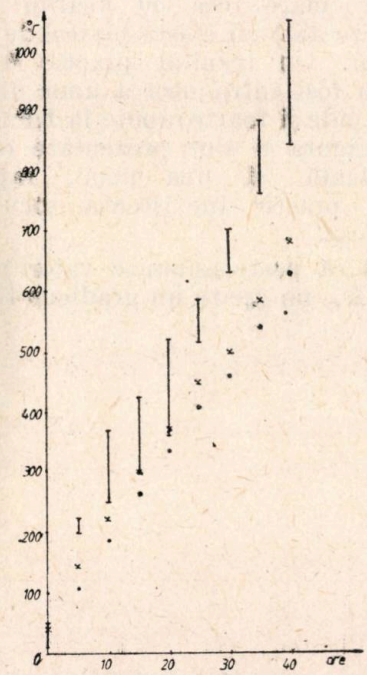


Fig. 5. Compararea datelor experimentale cu rezultate model: x — temperatură rezistor; temperatură electrozi; I — domeniul de temperatură măsurat de termocupluri

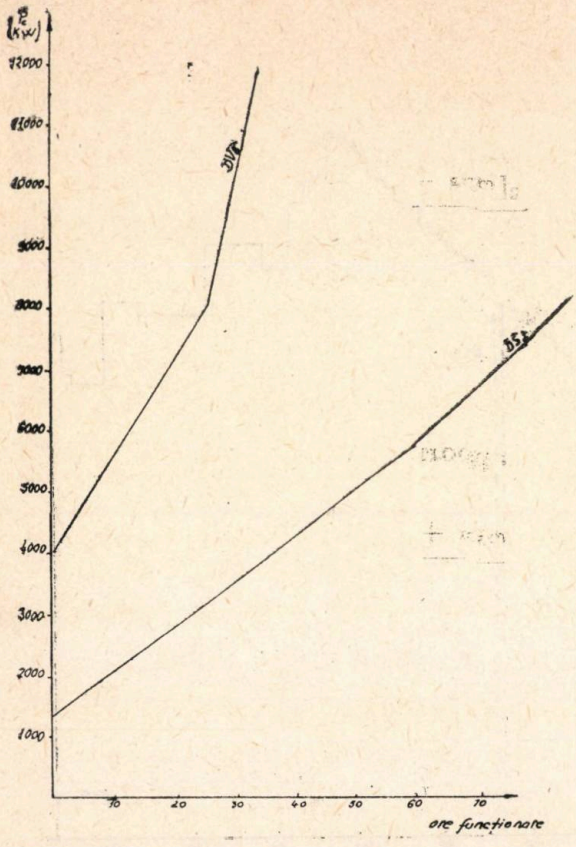


Fig. 6. Diagrama lentă de putere (DS_2) comparativ cu diagrama rapidă (DV_8)

O concluzie importantă este aceea că, dacă există un coeficient de transfer termic de contact electrozi—granule rezistor (K_{eg}) suficient de mare (cca 50 kcal/m².h.grad în cazul prezentat) nu există pericol de șoc termic în cuptor. Un rezultat practic derivat din aceasta a fost introducerea unor diagrame de puterera pide și foarte rapide la I.P.C.—Slatina [5]. În figura 6 sînt prezentate o diagramă veche, lentă și una nouă, rapidă, care confirmă practic inexistența șocului termic în acest caz.

Faptul că peste anumite valori ale coeficientului K_{eg} nu apare un gradient termic electrozi-granule pronunțat justifică existența unor modele matematice ale cuptorului [1], [2], [6] care admit că electrozii și granulele au o aceeași temperatură θ.

Lista de notații:

c_p — capacitate calorică;
d — diametru;
I — intensitatea curentului electric;
I_1 — integrală definită în relația (11);
I_2 — integrală definită în relația (13);
j_x — densitate de curent în punctul de coordonată x;
K — coeficient de transfer termic;
L — lungime;
m — masă;
n — număr de zone;
p — putere în zona din figura 2;
P — putere la nivelul cuptorului;
r — rezistență electrică în figura 2;
R — rezistență electrică în figura 2;
s — distanță între electrozi;
S — arie prin care se face transferul termic;
t — timp;
U — tensiune electrică;
x — coordonată spațială în figura 2;

Litere grecești

α — unghi în figura 2;
ε — definit în relația (8);
ρ — rezistivitate electrică;
θ — temperatură;
ω — definit în relația (7).

Indici:

c — cuptor;
e — electrod;
ext — exterior;
g — granule rezistor;
o — orizontal;
t — total;
v — vertical

BIBLIOGRAFIE

[1] Ciucu, V. și Spoitu, C. M. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 2, 1981, p. 98.

[2] Cereș M. și Spoitu, C.M. În: Metalurgia, R.S.R., nr. 3, 1984, p. 161

[3] * * * 1130 Scientific Subroutine Package, IBM, New York, 1970.

[4] Raznjevic, K. *Tabele și diagrame termodinamice*. București, Ed. Tehnică, 1978.

[5] Spoitu, C., Botoran, P., Tița, C. și Spoitu, C.M. A XXIX-a sesiune de comunicări științifice M.I.M. — ICEM — I.P.B., 12—13 septembrie, 1986.

Dr. ing. Ana Socolescu și
dr. ing. Sanda Vișan
Academia de studii economice — București

Metode de recuperare a elementelor * din soluții în vederea valorificării lor

CZ : 669.054.8 : 004.8

Extragerea diferitelor metale neferoase din minereuri sărace și produse secundare, ca: prafuri, cenuși, zgure, ape reziduale, prin hidrometalurgie, implică pe parcursul procesului tehnologic faze de solubilizare a unor componenți, separare prin filtrare a soluției de reziduu și extragerea din soluție, prin diverse metode, a elementelor care se valorifică.

Dintre metodele de extracție, des citate în literatură sînt: extracția cu amine și oxime, folosirea membranelor lichide (LMT), a rășinilor impregnate cu solvenți (SIR), a rășinilor schimbătoare de ioni, precum și a adsorbanților termici stabili pe bază de cărbune.

Într-un articol recent este examinată chimia aminelor și a sărurilor cuaternare de amoniu și sînt discutate aplicațiile în domeniul recuperării metalelor, avantajele și limitele precum și economicitatea procesului de utilizare a substanțelor chimice cu azot.

Sînt prezentate amine primare, secundare și terțiare, săruri cuaternare, acizi alchil-fosforici și alte substanțe (tributilfosfați, trioctilfosfinoxizi) folosite ca reactivi de extracție. Sînt discutate ecuațiile care explică proprietățile și tipul de echipament care se utilizează.

În cadrul altui procedeu soluția de la leșierea cu H_2SO_4 diluat a oxidului de zinc, conținînd una sau mai multe săruri de Pb, Cd, Cu, este tratată cu solvent conținînd acid dialchil — monotiofosforic (I) (total atomi de carbon/mol $\leqslant 9$). Astfel: zinc 100 g, cadmiu 28 g/l, cupru 8,9 g/l, cupru 1,2 g/l și fier 11 mg/l în 0,5 H_2SO_4 au fost extrase cu 1/2 volum de 0,3 MI (3,5,5 trimetilhexil) în dispersol timp de 25 minute. Rafinatul conține: 97,1 g/l Zn; 0,11 g/l Pb; 0,01 g/l Cd și 3,5 mg/l Fe. Faza organică a fost amestecată cu cca 5 N H_2SO_4 pentru a stripa 94 % zinc și 100 % nichel (cobalt), lăsînd neatacat cadmiul, cu HCl 0,5 N pentru a stripa 100% zinc, 80 % fier, lăsînd neatacate plumbul, cadmiul și cuprul, cu HCl 6 N pentru a stripa 100 % plumb și 93 % cupru și cadmiu.

Recuperarea zincului din soluții diluate se poate realiza amestecînd apă cu $pH = 4$ conținînd 7 g/l zinc cu o cantitate egală de apă de mare adusă la $pH = 8$ cu NaOH și extrasă cu un amestec 1 : 1 : 2 de DP — 8 (dioctilamidofosfat), farmine (amestec de amine alifatice) și n-hexan timp de 30 de minute pentru a da 1 g/l zinc. Extractul a fost tratat cu H_2SO_4 30 % iar faza apoasă a fost extrasă cu un amestec 2 : 1 : 10 de farmine, Cu_3PO_4 și kerosină pentru a elimina ionul clor. Soluția rezultată conține 78 g/l zinc iar randamentul de extracție este de 72%.

Separarea fierului și zincului din soluții diluate se poate realiza folosind o membrană lichidă (LMT) conținînd tri-n-octilamină în benzen. Fenomenul are loc datorită marii diferențe dintre rapoartele de permeabilitate ale celor două metale.

O îmbogățire simultană poate fi realizată dacă se alege o condiție favorabilă, adică aceea ca fluxurile de zinc și fier să fie controlate de rezistența difuzională în faza apoasă a rafinatului.

Utilizînd membrane lichide pentru recuperarea metalelor din ape de mină și soluții de zinc este posibilă recuperarea selectivă a Zn, Cu, Co și Cd cu Lix 51 și separarea zincului de cupru și cobalt cu acid bis (2— etilhexil-fosforic).

Folosirea aceluiași tip de membrană lichidă duce la realizarea unui factor de îmbogățire de 100 de ori în cupru, folosind o celulă cu agitare. Tehnica este deosebit de bună pentru prelucrarea soluțiilor cu conținut de zinc. Extractul LIX 51 are o mare selectivitate pentru zinc în prezența cobaltului și nichelului. Folosirea extractorului Kuehni, care lucrează în contracurent, continuu, este foarte avantajoasă.

Extragerea selectivă și reextragerea metalelor într-o singură treaptă depind de cantitatea de purtător—temperatură și timp. Gradul de extracție este controlat de timpul de contact al fazei emulsionate. Rășinile impregnate cu solvenți (SIR) își găsesc aplicații în hidrometalurgie. Aceste rășini sînt combinații de extractanți și suporturi poroase și unesc avantajele extracției cu solvenți și ale schimbătorilor de ioni. În literatură sînt descrise prepararea, structura și proprietățile rășinilor impregnate cu solvent. Sînt discutate aplicațiile acestora la extracția zincului, cuprului și uraniului.

Ionii metalelor: cupru, nichel zinc și din soluții de leșiere sînt separați folosind SIR a căror membrană este un film de polipropilenă microscopică (Aecurel II, cu porozitate 70 %, grosime 150μ și dimensiunea porilor 0,4μ), iar

* Prima parte a acestei lucrări a fost publicată în metalurgia nr. 7, 1987

agentul de transport — o soluție de hidrocarburi LIX 64 N.

Transportul ionilor (Cu^{2+}) este reprezentat de ecuația: $Cu^{2+} + 2\,H\,X \rightleftarrows Cu\,X_2 + 2\,H^+$, în care H^+ este dat de soluția acidă (HCl/KCl) care curge pe peretele membranei în contact cu agentul de transport. Se studiază influența concentrației lui LIX 64 N, a concentrației ionilor de metal ($pH = 1,5 - 4$) și separarea cuprului de zinc.

Separarea optimă (în mediu tamponat cu HCOOH/HCOONa) înlătură 30 g/l Cu^{2+} și doar 0,7 g/l Zn^{2+} într-un proces care durează 140 ore, folosind o membrană cu suprafața de 24 cm^2, soluție acidă la $pH = 1$ și materia primă la $pH = 3$. Aceeași tehnică, folosind agenți de extracție LIX 64 N sau acid bis (2—etilhexil) fosforic depuși pe suport poros de polipropilenă și polisulfură, separă cuprul și zincul din soluții apoase cu ajutorul uneia sau a două membrane. Soluții conținînd zinc sub formă de oxizi, ca de exemplu: cele rezultate prin prelucrarea zgurelor de la producerea Zn — Pb, sînt tratate cu rășină schimbătoare de ioni amfoteră AMF — 2 — 7 P, conținînd grupe — CONH $(C = H_2)_2$ — $NH\text{-}CH_2COOH$, pH-ul fiind menținut la 2,5 — 4,0. Zincul, cadmiul și cuprul sînt desorbite apoi cu soluții de acid sulfuric.

Extracția directă a ionilor metalici din oxizi sintetici de Zn, Fe, Cu, Co și Ni se realizează folosind schimbători de cationi lichizi, acid versatic 10 $R_1\,R_2\,C\,(Me)\,CO_2H$, în care R_1 și R_2 sînt grupări alchil $C_3 - C_5$. Oxidul de zinc este solubil în soluții de acid versatic 10 în isoper M și reacția decurge aproape complet pînă la totala conversie în complexitatea de zinc.

Literatura de specialitate prezintă noi metode de separare și concentrare folosind schimbătorii de ioni ai metalelor neferoase din soluții (ape uzate).

Sînt recomandate rășini schimbătoare de ioni și metode pentru separarea Zn, Mo, W, V, Ag, In, Te, Cu, Cd și Hg.

A fost obținut un nou schimbător de ioni denumit Toyopearl xantogenat (X — TyP) prin reacția dintre toyopearl HW — 40 cu sulfură de carbon în hidroxid de sodiu apos.

Zn (II), Hg (II), Cu (II), Pb (II) și Ni(II) au fost extrase complet din 50 ml de soluție 1x 10^{-5} mol/l de săruri ale metalelor în domeniul de pH, respectiv 5,4 — 8,5; 0,1 — 10,0; 3,5 — 4,7; 4,4 — 5,4 și 4,4—7,4 prin agitare cu 0,1 g de X—TyP timp de 30 minute la temperatura camerei. Separarea cuprului și zincului s-a realizat trecînd 500 ml soluție la $pH = 5,4$ printr-o coloană conținînd 0,3 g X—TVP. Zincul a fost eluat cu 2 mol/l HNO_3, iar cuprul rămas pe coloană a fost eluat cu HNO_3 concentrat. Separarea cuprului de alte metale, ca Ni, Cd și Pb s-a realizat simultan.

Recuperarea separată a metalelor din reziduuri se poate realiza printr-un procedeu complex. Zn, Cr, Cd și Ni sînt separate unele de altele inclusiv de fier, fără a fi contaminate cu plumb, iar fierul se înlătură. Astfel, reziduurile sînt tratate cu acid sulfuric iar Fe^{3+} este extras selectiv din soluții la $pH = 0-1$ cu acid di(2 — etilhexil) fosforic.

Cromul trivalent este oxidat la $pH = 2-4$ cu NaCl iar cromul hexavalent este extras la $pH = 2,5-4$ cu amestec de trioetilamină 50 g/l și tributil fosfat 100 g/l în kerosină. Cadmiul și zincul sînt extrase de Na_2SO_4 la $pH = 3$ înainte de extragerea cromului hexavalent. Zincul, cadmiul și nichelul sînt extrase din soluția lipsită de crom la $pH = 6-7$ cu amestec de ciclohexanon oximă și acid oleic și separate prin extracție cu 5 ml/l sol. NaCl. Zincul și cadmiul sînt fixate pe schimbător anionic de bază, urmat de eluarea zincului și cadmiului cu 0,02 mol HCl și respectiv H_2O, iar nichelul cu schimbător anionic la $pH = 6-7$.

Într-un alt procedeu care folosește oxime, cuprul, cobaltul, zincul și molibdenul sînt complexați cu oxime I, II, III, IV. $R^1C(OH) = R^2C\,(:NOH)R^3$, $R'\,COC\,(:NOH)R^2$ sau $R'\,C(:NOH)\,C\,(:NOH)R^3$, în care R^1, R^2 și $R^3 = H$, $C \geqslant 8$ alchil, aril sau alchilfenol, $R^4 = H$, halogen sau NO_2 depuse pe suport poros și desorbite cu acid.

Astfel, o rășină stiren-divinilbenzenică conținută într-o coloană cu lungimea de 400 mm și diametrul 16 cm a fost impregnată cu 30 % Ph Me, soluție de 2 hidroxi — 5 nonilbenzofenonoximă, timp de 1 oră la 40°C și apoi spălată cu apă pentru a îndepărta Ph Me.

Vinilpiridina, monomerii vinilici și inițiatorii de polimerizare adsorbți pe cărbune activ și încălziți ca să polimerizeze duc la obținerea de adsorbant termic stabil pentru recuperarea ionilor metalici. Astfel, 50 g cărbune activ (0,62—0,36 mm) au fost amestecate cu 5 g de amestec, 4—vinilpiridină, 4,5 —divinilbenzen și 0,05 g peroxid de benzoil și încălzite la 100°C pentru a se obține 55 g adsorbant pentru cupru, zinc și fier.

Studiul adsorbției metalelor pe cărbune activ și pe grafit din soluții apoase a dus la propunerea unui mecanism de reacție.

Rezultatele adsorbției sînt corelate cu măsurători electrocinetice și de precipitare, apoi sînt interpretate în funcție de datele de echilibru ale soluțiilor. Adsorbția Al^{3+}, Ca^{2+}, Co^{2+}, Cu^{2+}, Fe^{3+}, Pb^{2+} și Zn^{2+} depinde de pH și survine la 1—2 unități de pH sub valoarea necesară precipitării hidroxidului metalului respectiv.

Ing. G. Parasean, ing. A. E. Teodoriu, ing. E. Oprea și ing. R. Șerbănescu
Intreprinderea metalurgică — Iași

Tehnologie de fabricație a țevilor pentru mufe din țevi sudate longitudinal

CZ : 621.774 : 666.78

Mufele (fig. 1) sînt piese din categoria fitingurilor din oțel, prevăzute cu filet cilindric interior, utilizate la îmbinarea țevilor din oțel pentru instalații. Dimensiunile și condițiile tehnice ale mufelor pentru țevi de instalații sînt reglementate prin standardul internațional ISO 50, prin standardul german DIN 2986—ediția 1977 și prin standardul românesc STAS 5560—81.

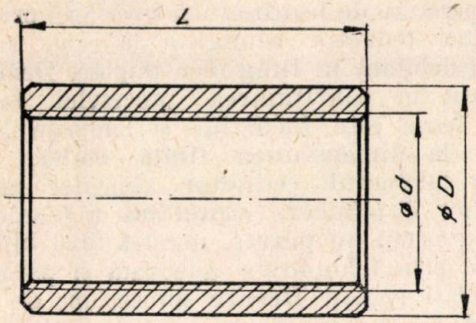


Fig. 1. Mufă pentru țevi de instalații

Semifabricatul utilizat la fabricarea mufelor de instalații îl constituie țevile din oțel cu dimensiuni apropiate de cele ale mufelor, care sînt prelucrate mecanic prin debitare la lungime și alezare, urmată de filetare la interior.

Țevile pentru mufe se execută din oțel obișnuit de construcții marca OL 00 conform DIN sau grad A după ASTM și se impune ca diametrul exterior să fie cît mai apropiat de cel al mufei, deoarece asupra acestuia nu se mai intervine cu nici un fel de prelucrare mecanică.

Pînă în prezent, țevile pentru mufe erau asigurate de la alte întreprinderi, fiind țevi fără sudură și avînd diametre și grosimi mari, ceea ce genera un consum ridicat de metal, pe lîngă consumul ridicat de scule ca urmare a adaosurilor de prelucrare determinate și de abaterile mari de formă ale țevilor fără sudură și cu pereți neuniformi.

Pentru evitarea acestor neajunsuri, acțiunile de cercetare au fost îndreptate în două direcții :

— reconsiderarea dimensiunilor semifabricatului, respectiv reducerea dimensiunilor țevilor pentru mufe la minimum posibil;

— asimilarea unei noi tehnologii de fabricație pentru țevile de mufe, utilizînd țevi sudate longitudinal în locul țevilor fără sudură.

La stabilirea noilor dimensiuni s-a ținut seamă de faptul că țevile sudate longitudinal se realizează cu abateri de formă mai restrînse și au pereți cu grosimea uniformă.

În tabelul 1 sînt indicate dimensiunile mufelor de instalații din gama cea mai uzuală, de la 1/2 la 2".

Tabelul 1

Diametrul nominal al țevii de instalații, țoli	Diametrul exterior al mufei, *D* minim, mm	Lungimea mufei, *L* minim, mm
1/2	26,4	34
3/4	31,8	36
1	39,5	43
1 1/4	48,3	48
1 1/2	54,5	48
2	66,3	56

Prin reducerea adaosurilor de prelucrare la diametrul interior al mufei în limitele admise de dimensiunile filetului, concomitent cu luarea în considerare a diametrului exterior minim al mufei cu abateri pozitive restrînse, au rezultat noile dimensiuni ale țevilor pentru mufe.

Dimensiunile țevilor pentru mufe în execuție fără sudură și din țevi sudate longitudinal sînt redate în tabelul 2.

Din tabelul 2 se observă o reducere atît a diametrului și grosimii țevilor pentru mufe în cazul utilizării țevilor sudate longitudinal, cît și o reducere a masei unitare, respectiv

Tabelul 2

Mufă de instalații, țoli	Țeavă fără sudură pentru mufe				Țeavă sudată pentru mufe		
	Diametrul exterior, mm	Grosimea de perete, mm		Masa unitară, kg/m	Diametrul exterior, mm	Grosimea de perete, mm (propus)	Masa unitară, kg/m
		existent	ISO—R50				
1/2	27	5	4,2	2,71	26,4	4	2,21
3/4	34	5,5	4,7	3,87	31,8	4	2,74
1	41	6	5	5,18	39,5	4,5	3,88
1 1/4	50	6,5	5,5	6,97	48,3	5	5,34
1 1/2	57	7	6,1	8,63	54,5	5	6,10
2	71	8	6,7	12,40	66,3	5	7,56

* Standardul ISO—R50 recomandă execuția mufelor din țevi sudate sau fără sudură, cu respectarea dimensiunilor prescrise

Tabelul 3

Mufă de instalații, țoli	Economia de metal la masa unitară, kg/m	Numărul de bucăți de mufe pe tonă		
		Țeavă fără sudură, buc./t	Țeavă sudată, buc/t	Mufe realizabile în plus din țevi sudate, buc./t
1/2	0,50	9225	11310	2085
3/4	1,13	6150	8680	2530
1	1,30	3900	5200	1300
1 1/4	1,63	2600	3400	800
1 1/2	2,53	2100	3000	900
2	4,84	1300	2100	800

o economie de metal. Se impune însă realizarea unei suduri de bună calitate, respectiv coeficientul de sudură să fie practic unitar ($c = 1$).

Această economie de metal este pusă în evidență în tabelul 3, atît prin diferența maselor unitare, cît și prin numărul de bucăți de mufe ce pot fi realizate în plus dintr-o tonă de țeavă de mufe sudată, față de țeava de mufe fără sudură.

La Intreprinderea metalurgică — Iași, la nivelul unui an, economia de metal care se înregistrează prin utilizarea țevilor sudate longitudinal pentru mufe în locul țevilor fără sudură se estimează la 500 t metal.

De la început s-a constatat obținerea unei eficiențe economice substanțiale, ceea ce a impulsionat activitatea de cercetare în faza următoare, de stabilire și asimilare a noii tehnologii de fabricație pentru țevile de mufe, utilizînd țevi sudate longitudinal.

Trebuie remarcat faptul că dimensiunile țevilor pentru mufe din țevi sudate longitudinal, redate în tabelul 2, nu sînt cuprinse în gama țevilor sudate longitudinal realizabile

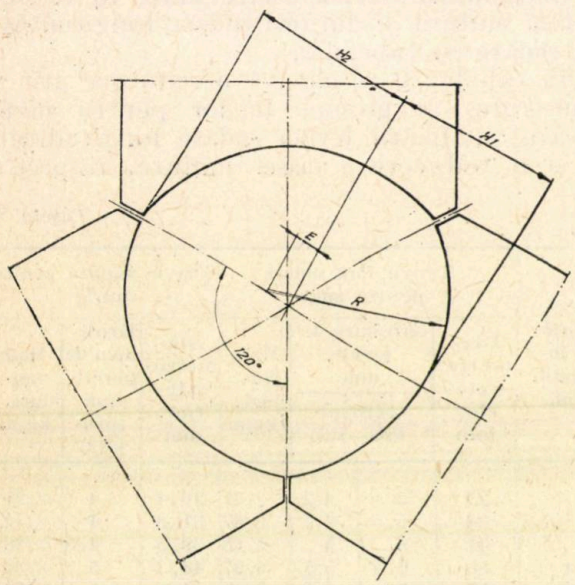


Fig. 2. Cajă cu trei cilindri pentru laminorul reductor alungitor la cald

pînă în prezent pe utilajele din țară. De aici a apărut necesitatea efectuării unor cercetări și calcule pentru găsirea soluției de realizare a țevilor de mufe pe utilajele existente prin depășirea performanțelor laminoarelor și stabilirea noii tehnologii pentru fiecare dimensiune de țeavă pentru mufe.

Procesul tehnologic de fabricare a țevilor sudate începe de la banda de oțel în rulouri, care este tăiată la lățimea corespunzătoare a țevii ce se formează din această bandă, după care în laminorul de țevi sudate banda se profilează în corp cilindric cu fantă, se sudează longitudinal prin curenți de înaltă frecvență, fără adaos de material și este calibrată la exterior.

În continuare, pentru obținerea țevilor cu diametre mai mici, țeava este încălzită într-un cuptor electric sau cu gaze naturale, pînă la temperatura de laminare și trece apoi printr-un laminor reductor alungitor la cald, în final fiind debitată la lungimea impusă. Deci, după sudare, în continuarea procesului tehnologic, țeava este încălzită și laminată la cald pînă la dimensiunea finită dorită.

În laminorul reductor alungitor la cald are loc o reducere simultană a diametrului și a grosimii de perete, acestea fiind bine stabilite prin tehnologia adecvată și parametrii calculați pentru fiecare dimensiune de țeavă finită.

Pentru țevile de mufe cu noile dimensiuni, a fost necesar în primul rînd să se rezolve problema formării și sudării țevilor cu grosimi de la 5 la 6 mm, pe liniile de țevi care fabricau în mod curent țevi cu grosimi de pînă la 4,5 mm, deci depășirea performanțelor utilajelor, fără ca acestea să fie suprasolicitate, problemă realizată cu succes atît în faza de cercetare, cît și în faza de experimentare, după care s-a asimilat în producția curentă. Dar, după această asimilare parțială a noii tehnologii, au apărut dificultăți serioase la laminarea țevilor finite în laminorul reductor alungitor la cald, care au impus apelarea la tehnica de calcul electronic pentru alegerea soluției optime.

Laminorul reductor alungitor la cald utilizat are caje de laminare acționate cu trei cilindri dispuși la 120° (fig. 2), care formează calibrul de laminare oval și cu ajutorul cărora se realizează reducerea diametrului țevii sudate pînă la cel al țevii mici, finite. Elementele calibrului oval cu trei cilindri, din figura 2, sînt înălțimea și lățimea notate cu H_1 și H_2, prin însumarea cărora se obține diametrul teoretic în caja respectivă notat cu D_t, deci $D_t = H_1 + H_2$. Celelalte elemente sînt raza teoretică notată cu R și excentricitatea notată cu E, care se determină cu relațiile următoare:

$$R = \frac{H_1^2 + H_2^2 - H_1 \cdot H_2}{2 \cdot H_1 - H_2}$$

$$E = R - H_1$$

Reducerea diametrului în caja i se calculează cu ajutorul diametrului teoretic din caja i, notat D_{ti} ,și din caja anterioară $i-1$, notat D_{ti-1}, cu relația :

$$R_{di} = \frac{D_{ti-1} - D_{ti}}{D_{ti-1}} \cdot 100 \ \%$$

Pentru laminarea țevilor de mufe s-au utilizat reduceri de diametru pe caje, cu valori de la 8,5 la 9,9 %, care să permită obținerea în condiții tehnologice optime a țevilor finite cu diametre și de calitate corespunzătoare.

Trebuie amintit că în toate aceste calcule s-a luat în considerare coeficientul de dilatare de 1 % la diametrul țevilor în stare caldă de laminare.

Diametrele țevilor sudate eboșe de la care s-a început laminarea la cald au fost atît de 114 mm cît și de 89 mm, prin utilizarea a două linii tehnologice distincte, cu parametri diferiți, dar rezultatele obținute au fost favorabile în ambele cazuri.

Vitezele medii de sudare a țevilor eboșe au fost cuprinse între 0,5 și 0,7 m/s, acestea fiind și vitezele de intrare a țevilor în laminorul reductor alungitor la cald.

Vitezele la ieșirea din laminorul reductor alungitor la cald au fost cuprinse între 1 și 5 m/s.

Reducerea de diametru are loc simultan cu reducerea de grosime și aceasta din urmă se realizează prin alungirea țevii în procesul laminării, după un calcul bine determinat al turațiilor cilindrilor din cajele cu trei cilindri antrenați.

Calculul turațiilor în cazul țevilor de mufe s-a realizat cu ajutorul calculatorului electronic, care a determinat toate variantele posibile din care s-au ales cele optime tehnologic, acestea fiind experimentate și apoi aplicate în producție.

Se remarcă faptul că, în cazul de față, rezultatele activității de cercetare s-au concretizat în asimilarea unei noi tehnologii de fabricație pentru țevile de mufe din țevi sudate longitudinal, fiind introduse rapid în producția curentă ducînd la creșterea eficienței economice.

În afara reducerii importante a consumului de metal, după cum s-a arătat la începutul lucrării, s-au obținut avantaje deosebite și în ceea ce privește îmbunătățirea calității produsului final, concomitent cu creșterea productivității și mărirea duratei de lucru a sculelor de prelucrare mecanică.

Cercetări privind amplasarea și funcționarea unui preîncălzitor mixt pentru cuptoarele adînci

Dr. ing. Gaba A., ing. Vîleeanu S., ing. Adler O. și ing. Mariana, Popescu
ICEM
ing. Necula, C.
IPROLAM
ing. Stavăr S., ing. Vintilă H. și Selin, D.
C.S. – Galați

CZ : 62.745.31 : 621.783.224

În contextul acțiunilor generale, care se desfășoară atît în R.S.R., cît și pe plan mondial, privind raționalizarea consumului de energie și valorificarea resurselor energetice secundare, o atenție deosebită se acordă în siderurgie, la creșterea eficienței utilizării căldurii gazelor arse evacuate din cuptoarele de încălzire. Dintre măsurile de creștere a eficienței utilizării căldurii gazelor arse, larg răspîndite, sînt generalizarea recuperării în direcția energetică precum și realizarea unor instalații de recuperare în direcție tehnologică cu ajutorul cărora se pot obține temperaturi ridicate ale aerului de combustie.

O altă măsură de creștere a eficienței utilizării căldurii gazelor arse, recent aplicată în unele țări dezvoltate industrial, o constituie preîncălzirea combustibililor gazoși cu putere calorică scăzută.

Această măsură se impune cu necesitate, în vederea realizării deziderатului energetic major al siderurgiei, independența de resursele energetice primare, cu excepția cărbunelui.

Alegerea soluției optime de utilizare a căldurii gazelor de ardere evacuate din cuptoarele adînci din siderurgie a constituit obiectul unor lucrări anterioare, din care a rezultat ca variantă optimă, preîncălzirea aerului de combustie la o temperatură maximă de 600°C, preîncălzirea combustibilului gazos cu putere calorică inferioară de cca 8 400 Kj/Nm³ la o temperatură maximă de 400°C și utilizarea unui cazan de abur [1]. Valorile temperaturilor de preîncălzire sînt aceleași cu cele propuse în lucrarea *Strategia utilizării energiei* întocmită de Institutul internațional de fonte și oțeluri [2].

Pentru determinarea cît mai exactă a principalilor parametri, necesari dimensionării preîncălzitorului, s-a realizat un model matematic, ce a fost prezentat în lucrarea [3], cu ajutorul căruia s-a simulat funcționarea întregului agregat de încălzire (instalația de ardere, preîncălzitorul mixt și cuptorul propriu-zis) împreună cu șarja supusă încălzirii. De asemenea, s-a realizat un model matematic pentru dimensionarea preîncălzitorului mixt.

Amplasarea preîncălzitorului mixt în cadrul agregatului de încălzire se prezintă în figura 1. În această figură s-au notat și punctele în care s-au amplasat sondele speciale pentru măsurarea temperaturilor și presiunilor și prin care s-au prelevat probe de gaze arse.

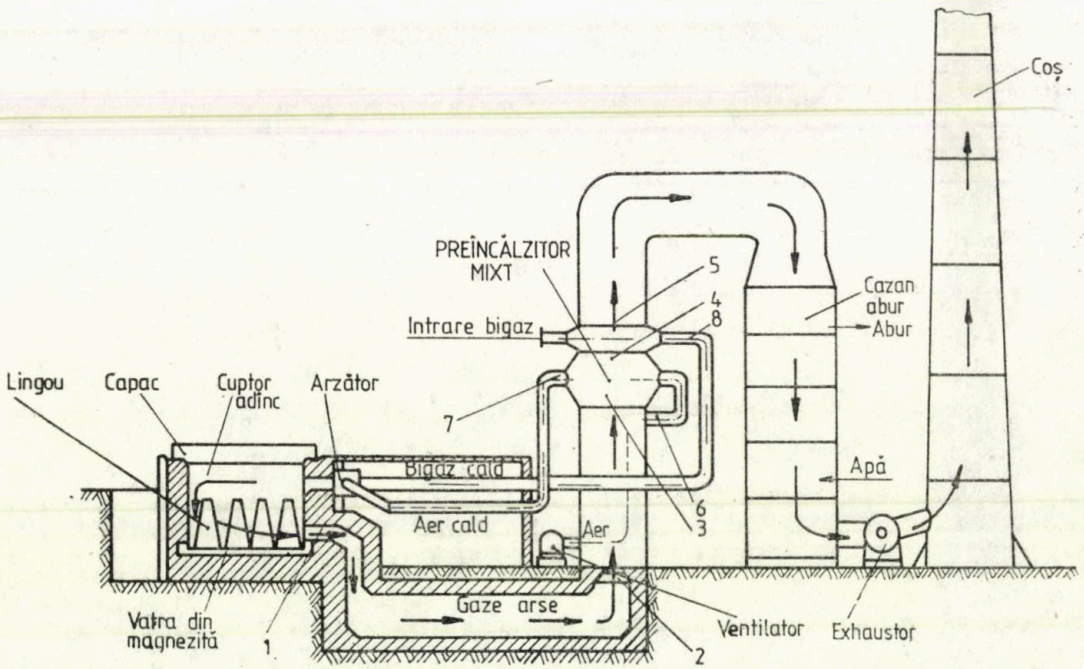


Fig. 1. Amplasarea preîncălzitorului mixt. Puncte de măsură. *Pe partea de gaze arse*: *1* — ieșire cuptor; *2* — intrare în zona de radiație; *3* — intrare în zona de convecție aer; *4* — intrare în zona de convecție bigaz; *5* — ieșire din zona de convecție bigaz. *Pe partea de aer*: *6* — ieșire din zona de radiație; *7* — ieșire din zona de convecție. *Pe partea de bigaz*: *8* — ieșire din zona de convecție

Determinările experimentale s-au efectuat pe două preîncălzitoare mixte ce echipează cuptoarele adînci dotate cu un cazan de abur. Pe lîngă măsurătorile efectuate cu sondele speciale s-au înregistrat toate valorile parametrilor măsurați cu aparatura din dotarea celor două cuptoare adînci, precum și a cazanului de abur. De asemenea, s-au efectuat măsurări ale temperaturii lingourilor la încărcarea și la scoaterea din cuptor, s-au înregistrat temperaturile de laminare și o serie de date referitoare la șarjele urmărite. Pe parcursul experimentărilor s-au făcut determinări ale compoziției combustibilului, precum și o serie de măsurări necesare, în vederea verificării calculelor teoretice.

Determinările experimentale au confirmat corectitudinea calculelor teoretice, valorile rezultate în urma experimentărilor fiind în concordanță cu cele calculate pe baza modelelor matematice menționate.

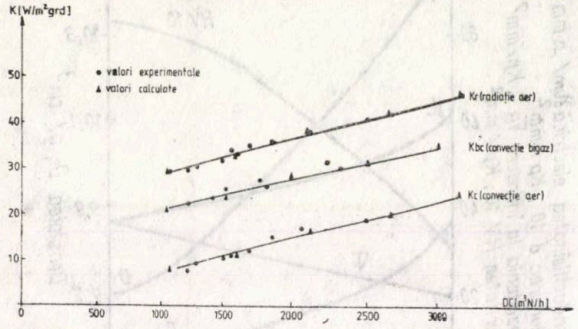


Fig. 2. Variația coeficienților globali de transfer de căldură cu debitul de bigaz

Astfel, spre exemplificare, în figura 2 se prezintă variația coeficienților globali de transfer de căldură în funcție de debitul de combustibil pentru temperatura gazelor arse, la intrarea în preîncălzitor, de 1 100°C, și pentru un coeficient de exces de aer $\alpha = 1,2$. Pentru acești parametri, în figura 2 s-au trecut și valorile calculate teoretic, care se suprapun peste curba valorilor determinate experimental.

Valorile coeficienților globali de transfer de căldură s-au determinat teoretic cu ajutorul modelului matematic de dimensionare și verificare a schimbătoarelor de căldură, pentru diverse temperaturi ale gazelor arse la intrarea în preîncălzitor și pentru diverse valori ale coeficientului de exces de aer. O astfel de nomogramă, pentru determinarea coeficientului global de transfer de căldură și a temperaturii aerului preîncălzit, în zona de radiație a preîncălzitorului mixt, pentru valoarea coeficientului de exces de aer $\alpha = 1,2$, se prezintă în figura 3.

În ceea ce privește determinarea experimentală a pierderilor de presiune, acestea sînt prezentate în figura 4, împreună cu valorile calculate teoretic cu ajutorul modelului matematic menționat mai înainte. Și pentru pierderile de presiune rezultă o bună concordanță

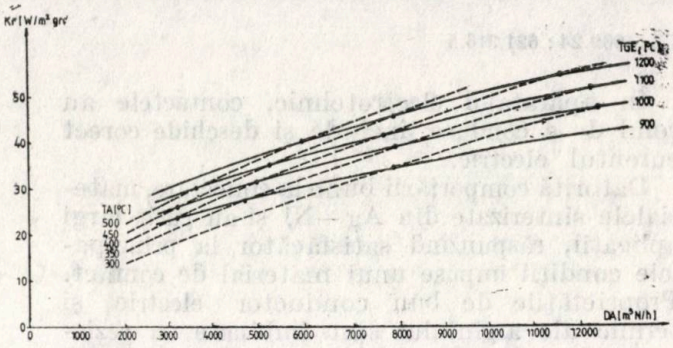


Fig. 3. Nomograma pentru determinarea coeficientului de transfer de căldură și a temperaturii aerului pentru preîncălzitorul de radiație

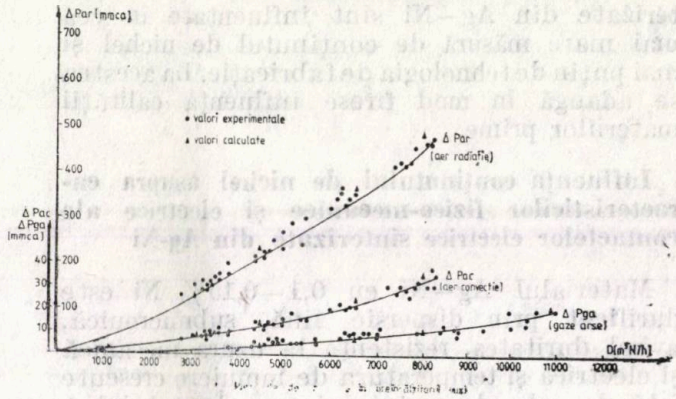


Fig. 4. Pierderile de presiune în preîncălzitorul mixt

între valorile calculate teoretic și cele determinate experimental, așa cum se observă în figura 4.

Experimentările industriale ce au avut ca scop stabilirea principalilor parametri de funcționare a preîncălzitorului mixt au confirmat corectitudinea calculelor teoretice. În același timp, experimentările au evidențiat buna amplasare a suprafețelor de schimb de căldură ale preîncălzitorului mixt, precum și reducerea consumului specific de combustibil cu cca 20% la cuptoarele adînci echipate cu preîncălzitoare mixte.

BIBLIOGRAFIE

[1] Gaba A., și Nicolescu M. *Considerații privind alegerea variantei optime de recuperare a căldurii fizice a gazelor arse evacuate din cuptoarele de încălzire.* Cercetări Metalurgice, ICEM vol. 25 1984, p. 77–86.

[2] *** *Strategy for energy use in the iron and steel industry*, New York, 1983.

[3] Gaba A. și Vîlceanu S. *Transferul de căldură în cuptoarele de încălzire.* Cercetări Metalurgice, vol. 25, 1984, p. 87–94.

Influența nichelului asupra caracteristicilor contactelor electrice sinterizate pe bază de argint

Ing. Ștefania Gavriliu și ing. P. Roman
I.C.P.E—București

CZ : 669.24 : 621.316.5

În aparatajul electrotehnic, contactele au rolul de a conduce, închide și deschide corect curentul electric.

Datorită comportării bune la conectare, materialele sinterizate din Ag—Ni și-au găsit largi aplicații, răspunzînd satisfăcător la principalele condiții impuse unui material de contact. Proprietățile de bun conductor electric și termic ale argintului sînt îmbinate cu rezistența deosebită la uzura mecanică și electrică a nichelului.

Caracteristicile contactelor electrice sinterizate din Ag—Ni sînt influențate în cea mai mare măsură de conținutul de nichel și mai puțin de tehnologia de fabricație. La acestea se adaugă în mod firesc influența calității materiilor prime.

Influența conținutului de nichel asupra caracteristicilor fizico-mecanice și electrice ale contactelor electrice sinterizate din Ag-Ni

Materialul Ag—Ni cu 0,1—0,15% Ni este durificat prin dispersie fină, submicronică, avînd duritatea, rezistența la uzura mecanică și electrică și temperatura de înmuiere crescute față de cele ale argintului pur. În tabelul 1 sînt prezentate caracteristicile materialului Ag —Ni 0,15 comparativ cu cele ale argintului pur.

Tabelul 1

Caracteristicile comparative ale Ag și AgNi0,15

Materialul	Densitatea, g/cm³	Duritatea, dur/ moale, kp/mm	Conductibilitatea electrică, m²/Ohm	Temperatura de înmuiere, °C	Rata de ardere relativă la 10A și 220 V
Ag—Ni 0,15	10,5	90 40	58	250	3,8
Ag	10,5	80 30	62,5	150	5,6

Din tabelul 1 se observă că o cantitate foarte mică de nichel, 0,15%, adăugată la argint, îmbunătățește simțitor duritatea și temperatura de înmuiere, fără a afecta prea mult conductibilitatea electrică.

În domeniul compozițiilor cu 10—40% Ni, în cazul folosirii unor amestecuri de pulberi uniform și fin dispersate, caracteristicile fizico-mecanice și funcționale ale contactelor, cu excepția aspectului microstructural, sînt influențate de compoziția chimică și mai puțin de tehnologia de fabricație; contactele obținute din amestecuri de pulberi coprecipitate sau prin extrudere au aceste caracteristici ușor îmbunătățite față de cele obținute din amestecuri mecanice. În figura 1 sînt prezentate variațiile densității, conductibilității electrice,

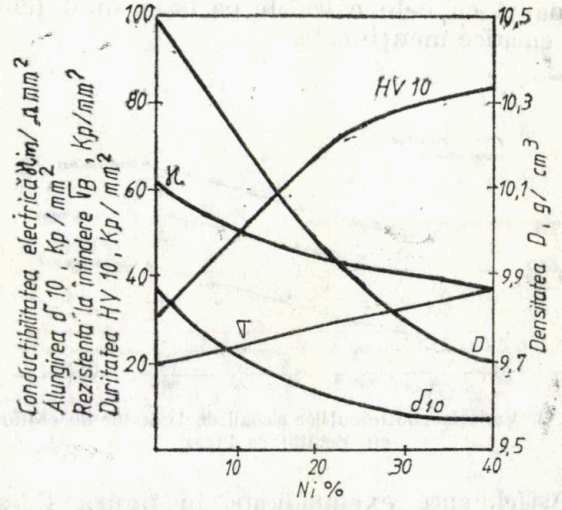


Fig. 1. Variația unor proprietăți fizico-mecanice și electrice ale contactelor Ag—Ni în funcție de conținutul de nichel

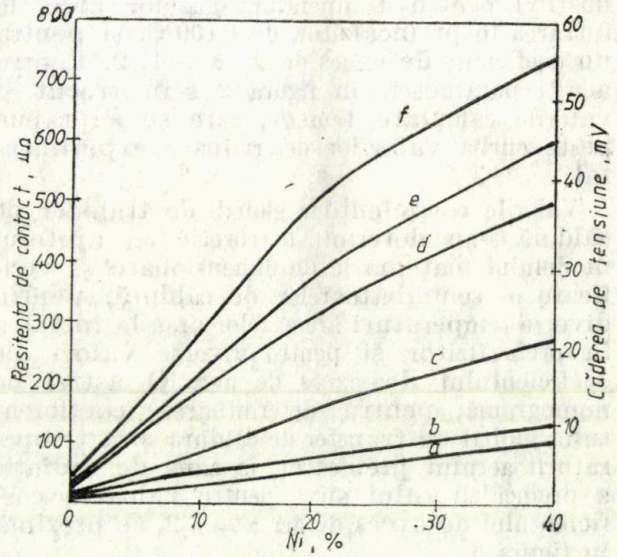


Fig. 2. Variația rezistenței de contact la contactele Ag—Ni în funcție de conținutul de nichel și forța de contact: *a* — 3 000 g, *b* — 2 000 g, *c* — 1 000 g, *d* — 500 g, *e* 400 g, *f* — 300 g

durităţii, rezistenţei la alungire şi la întindere, în funcţie de conţinutul de nichel, pentru contactele Ag—Ni cu 10—40% Ni, obţinute din amestecuri mecanice de pulberi aflate în stare înmuiată.

Se observă că odată cu creşterea conţinutului de nichel cresc duritatea şi rezistenţa la rupere şi scad densitatea, conductibilitatea electrică şi rezistenţa la alungire. Scăderea conductibilităţii electrice a materialului de contact duce implicit la o creştere a rezistenţei de contact. În figura 2 este prezentată variaţia rezistenţei de contact la materialele sinterizate Ag—Ni, în funcţie de compoziţie şi forţa de contact. Măsurătorile s-au efectuat pe perechi asimetrice de contacte din Ag—Ni cu Ag, la curenţi de 50 A şi 50 V.

Influenţa conţinutului de nichel asupra caracteristicilor funcţionale ale contactelor electrice sinterizate din Ag-Ni

Durata de staţionare a arcului. La funcţionarea lor în aparate, contactele electrice trebuie să închidă şi să deschidă corect circuitele, stăpînind arcul electric şi împiedicînd astfel dezvoltarea unor fenomene nedorite, ca arderea sau sudarea. Pe lîngă alţi parametri constructivi ai aparatului, durata de staţionare a arcului electric este în funcţie şi de natura materialului de contact. Astfel, alături de contactele din cupru, contactele din Ag—Ni 0,15 sînt cunoscute ca avînd cele mai scurte durate de menţinere a arcului (1,5—2,3 ms). La conţinuturi mari de nichel durata de staţionare a arcului creşte [1].

În figura 3 este prezentată variaţia duratei arcului electric, în funcţie de compoziţia şi de intensitatea curentului de deconectare pentru perechi simetrice de contacte Ag—Ni.

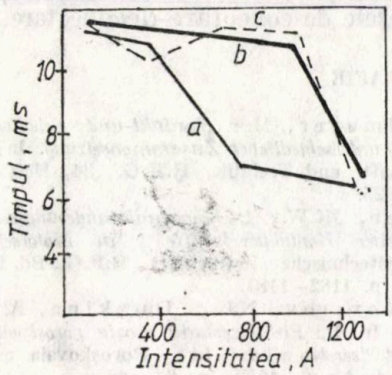


Fig. 3. Variaţia duratei arcului electric, în funcţie de compoziţia şi intensitatea curentului de deconectare pentru perechi simetrice de contacte Ag—Ni:
a — Ag—Ni 10, *b* — Ag—Ni 20, *c* — Ag—Ni 30

Împerecherile asimetrice ale contactelor din Ag—Ni cu contacte din Ag—C duc la scăderi ale duratei de staţionare a arcului [2].

Figura 4 prezintă variaţia frecvenţei însumate a duratei de staţionare a arcului la diferite tipuri de împerecheri ale contactelor Ag—Ni, încercate în regim de funcţionare *AC* 4, la $U = 220$ V şi $I = 240$ A. Scăderea timpului

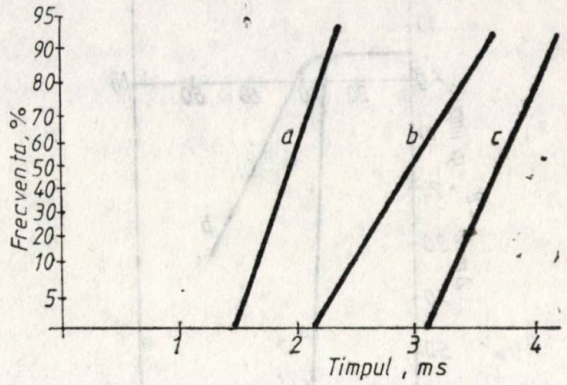


Fig. 4. Variaţia frecvenţei însumate a duratei de staţionare a arcului, la diferite tipuri de împerecheri ale contactelor din Ag—Ni: *a*—Ag—Ni 15 simetric, *b*—Ag—Ni 10—Ag—C 5, *c* — Ag—Ni 10 simetric

de staţionare a arcului pe suprafaţa de contact duce la scăderea pierderilor prin eroziune electrică.

Rezistenţa la uzura electrică. Considerînd valabilă teoria conform căreia arcul electric se localizează şi se stinge pe componenta cea mai puţin fuzibilă şi conductoare termic, înseamnă că la contactele Ag—Ni aceste fenomene au loc pe faza de nichel [3]—[5]. În

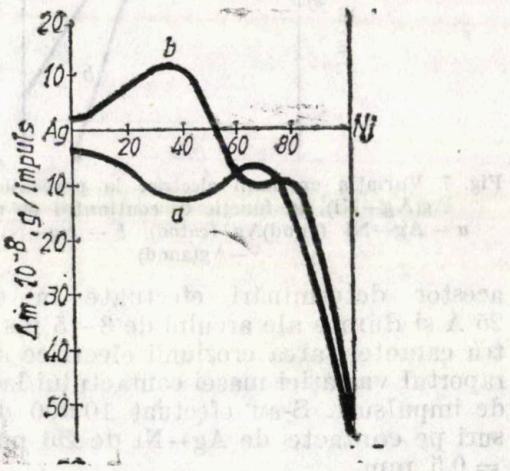


Fig. 5. Variaţia eroziunii electrice la perechile de contacte simetrice din Ag—Ni, în funcţie de conţinutul de nichel:
a — Ag—Ni (catod), *b* — Ag—Ni (anod)

practică, se verifică faptul că în funcţie de concentraţia şi dispersia fazei de nichel în matricea de argint, variază şi cantitatea de material erodată în arcul electric. Direcţia transportului de material în arc este de la catod la anod. Măsurătorile transportului de material la contactele din Ag—Ni cuplate simetric (cu contacte din Ag—Ni) sau asime-

tric (cu contacte din Ni sau Ag), au arătat influenţa netă a conţinutului de nichel şi a polarităţii asupra eroziunii electrice. În figurile 5, 6 şi 7 sînt prezentate rezultatele

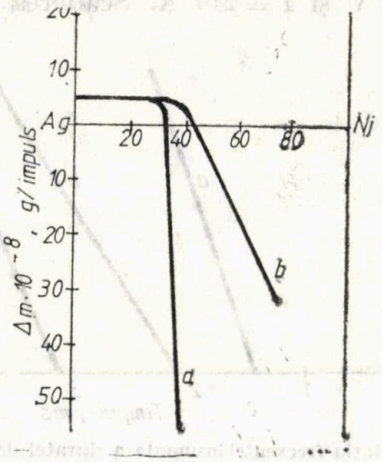


Fig. 6. Variaţia eroziunii electrice anodice la perechile de contacte asimetrice din Ag—Ni (anod) cu catozi din: *a* — Ni, *b* — Ag

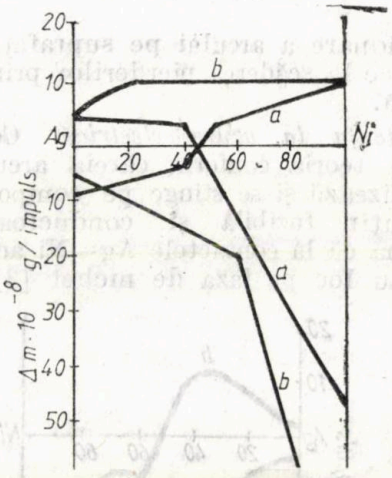


Fig. 7. Variaţia eroziunii electrice la perechile asimetrice Ag(Ag—Ni), în funcţie de conţinutul de nichel: *a* — Ag—Ni (anod)Ag (catod), *b* — Ag—Ni (catod) —Ag(anod)

acestor determinări efectuate la curenţi de 25 A şi durate ale arcului de 3—5 ms [3]. Pentru caracterizarea eroziunii electrice s-a folosit raportul variaţiei masei contactului la numărul de impulsuri. S-au efectuat 10 000 de impulsuri pe contacte de Ag—Ni de Ø6 mm şi h = = 0,5 mm.

Analiza variaţiei eroziunii electrice (fig. 6,5, 7) permite o orientare asupra oportunităţii folosirii diferitelor moduri de cuplare a contactelor din Ag—Ni. Se remarcă avantajul folosirii cuplajelor asimetrice Ag (catod), Ag—Ni(anod) cu pînă la 60% Ni. Acestea nu depăşesc cu mult ratele de ardere ale argintului.

De asemenea, în condiţiile în care se vor putea rezolva problemele legate de creşterea rezistenţei de contact şi a sudării, apar perspectivele folosirii perechilor de contacte simetrice din Ag—Ni cu pînă la 75% Ni.

Rezistenţa la sudură. La fluxuri mari de curent, în stare conectată, sau în arcul electric format la deconectare, datorită energiei calorice dezvoltate, materialele de contact se încălzesc pînă la topire, creînd condiţiile formării unei punţi de sudură. Rezistenţa la sudură a contractelor se apreciază din forţa necesară distrugerii acestei punţi. Ea depinde de material, de geometria contactelor, de forţa de închidere a contactelor, de mărimea şi durata curentului. Prezenţa nichelului în materialele de contact pe bază de argint face ca acestea

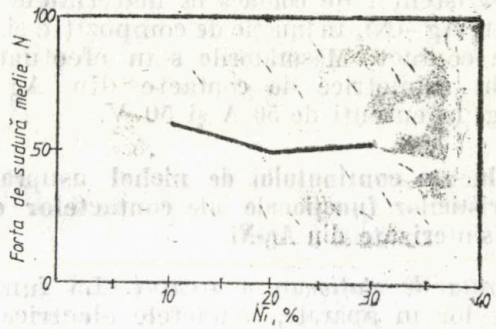


Fig. 8. Variaţia forţei de sudură medie a contactelor din Ag—Ni în funcţie de conţinutul de nichel

să capete o rezistenţă crescută la sudură. Variaţia forţelor de sudură, în funcţie de conţinutul de nichel, pentru contactele din Ag—Ni, la curenţi cu $I = 750$ A, $U = 220$ V, 50 Hz, forţele de conectare de 60 N şi duratelə de ardere ale arcului de 5 ms, sînt prezentate în figura 8.

Se observă că un uşor minim al forţelor de sudură se înregistrează la compoziţiile Ag-Ni 20.

Analiza, în această lucrare, a rezultatelor privind comportamentul în funcţionare a contactelor din Ag—Ni arată influenţa pozitivă a prezenţei nichelului în contacte, mai ales în procesele de conectare-deconectare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lindmayer, M.: *Kontakt-und Schaltverhalten von Ag/Ni unterschiedlicher Zusammensetzung.* In: Metallwissenschaft und Technik, R.F.G., 34, Heft 7, 1980, p. 621—625.

[2] Jäger, JK.W.: *Lichtbogenabwanderungsverhalten verschiedener Kontaktwerkstoffe in Motorschützen.* In: Elektrotechnische Zeitschrift, R.F.G., Bd. 100, Heft 2, 1979, p. 1182—1187.

[3] Pravoverov, N.L., Duşkina, A. G., Duşkin, Iu. I.: *Elektriceskaia erozia poroşkovih kompoziţii sistemî serebro-nikel.* In: Poroşkovaia metallurghiia, U.R.S.S. Nr. 6, 1982, p. 61—66.

[4] Pravoverov, N. L., Golubnici, V. I., Kolonin, Iu. G: *Erozia serebrianih kontaktnîh kompoziţii v zavisimosti ot temperaturi plavleniia ciastiţ vtorih faz.* In: Poroşkovaia metallurghia, U.R.S.S., Nr. 4, 1983, p. 43—49.

[5] Braterskaia, G. N., Kohanovski, S. P., Paderno, V. N., Smirnov V. P.: *Erozionti iznos poverhnosti serebro-nichelevih kontaktov dlia nizkovoltnoi apparaturi.* In: Poroskovaia metallurghiia, U.R.S.S., Nr. 2. 1982, p. 67—71.

Ing. D. Crăciun şi ing. Ioana Crăciun
Intreprinderea „23 August" — Bucureşti

Nitrurarea în amestecuri de gaze

CZ : 621.785.333

Prin diversificarea producţiei de motoare de concepţie românească, la Întreprinderea „23 August" — Bucureşti s-a pus cu pregnanţă problema creşterii anduranţei unor repere cu solicitări multiple, preponderentă rămînînd totuşi solicitarea la uzură.

În scopul reducerii importului, s-au căutat unele soluţii tehnologice care să contribuie la obţinerea unor parametri calitativi asemănători celor din import.

În literatura de specialitate se cunosc o serie de procedee tehnologice de nitrurare în amoniac gazos, combinat cu diverse alte gaze [1] :

50 % NH_3 + 50 % N_2
50 % NH_3 + 50 % endogaz
50 % NH_3 + 50 % exogaz
50 % NH_3 + 25 % endogaz + 25 % N_2
50 % NH_3 + 25 % exogaz + 25 % N_2
50 % NH_3 + 50 % amestec gazos cu CO/CO_2.

Deoarece după efectuarea unei nitrurări clasice, cu o treaptă sau cu două trepte de temperatură, s-a constatat o pronunţată scădere a conţinutului în carbon în straturile superficiale ale probelor, iar experimentările s-au axat pe eliminarea acestui neajuns.

De exemplu, pe probe executate din oţel marca 41 MoCr11 cu un conţinut iniţial de 0,39 % C, după un ciclu de nitrurare :

$T_1 = 510°C$ urmat de $T_2 = 570°C$

$t_1 = 10$ ore $t_2 = 25$ ore

$\alpha_1 = 20 - 25$ % $\alpha_2 = 75 - 85$ %

s-a constatat o decarburare superficială pînă la un nivel de 0,31 %C.

Decarburarea a fost pusă în evidenţă şi mai pregnant prin analiza făcută pe folii din oţel carbon cu 1% C, care supuse ciclului de mai sus au ajuns la un nivel de 0,33% C. De menţionat că folia utilizată a fost sub formă de tablă în bandă de 0,1 × 30 mm.

Plecînd de la ideea că prin utilizarea unui gaz rezultat din disocierea amoniacului se produce o decarburare a pieselor cu influenţe negative asupra durităţii şi rezistenţei la uzură — piesele la nitrurare avînd cotele de montaj — s-a căutat utilizarea unui amestec de gaze cu un potenţial în carbon corespunzător unor straturi nitrutate comparabile cu cele obţinute prin procedeul TENIFER, care să nu-l decarbureze ci să-l menţină constant.

Pentru a se indica potenţialul în azot al atmosferei pe bază de N : H_2, CO, CO_2 şi N_2, a fost necesară o instalaţie de predisociere a amoniacului şi stabilirea gradului de disociere la presiune constantă în funcţie de temperatură şi de debitul de amoniac. Valorile realizate prin măsurători efectuate pe instalaţia din figura 1 sînt prezentate în tabelul 1 şi reprezentate grafic în figura 2.

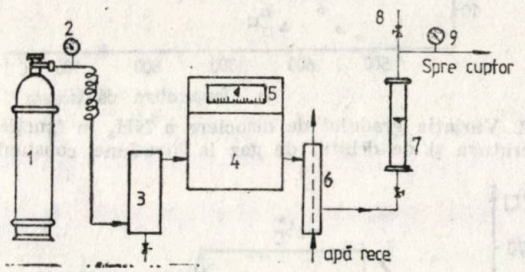


Fig. 1. Instalaţie de predisociere a amoniacului : *1* — tub NH_3 lichid ; *2* — manometru pentru presiunea gazului (bari) ; *3* — uscător de amoniac ; *4* — cuptor pentru disociere cu retortă şi catalizator ; *5* — aparat pentru reglat temperatura instalaţiei de disociere ; *6* — răcitor de gaz ; *7* — debitmetru ; *8* — ştuţ pentru proba de gaz ; *9* — manometru gradat în mm H_2O

Tabelul 1

Determinarea gradului de disociere a NH_3

Temperatura de disociere	q = 500, l/h	q=1000, l/h	q = 1500, l/h	q = 2000, l/h
525°C	15	3	0	0
550°C	20	5	0	0
575°C	35	10	0	0
600°C	37	15	0	0
620°C	50	20	6	0
640°C	60	25	10	5
660°C	70	35	15	7
700°C	90	50	30	15
725°C	100	55	35	25
750°C	100	70	65	35
800°C	100	85	70	53
825°C	100	100	80	65

Presiunea gazului pe coloana de disociere = 100±5 mm H_2O.

Din multitudinea de cicluri tehnologice experimentate se vor prezenta numai două variante considerate optime.

Prima variantă (fig. 3) se aplică în prezent pentru piese executate din oţel marca 41 MoCr11, după următorul flux : prelucrări mecanice eboş ; călire + revenire pentru 240 — 280 HB ; prelucrări cu adaos de rectificare, inclusiv danturare eboş ; detensionare la 580 C/două ore ; rectificare şi danturare ; degresare chimică ;

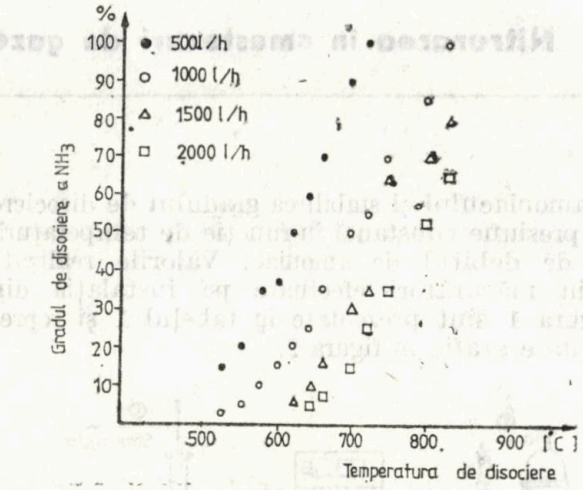


Fig. 2. Variația gradului de disociere a NH_3 în funcție de temperatura și de debitul de gaz la presiune constantă

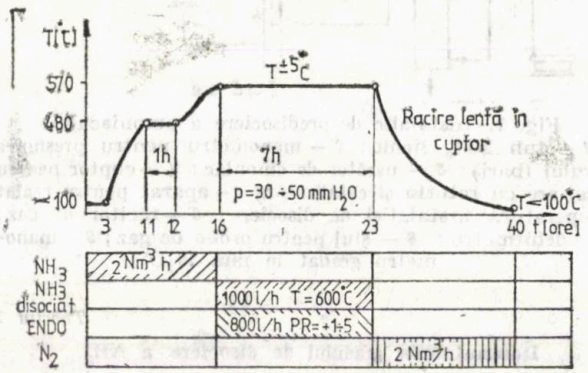


Fig. 3. Ciclul termochimic de nitrurare aplicat pentru marca de oțel 41MoCr11

fosfatare în soluție „Fosfatol tip III" la 90 C/5 min și nitrurare (fig. 3).

La acest ciclu s-au făcut determinări ale potențialului în carbon și azot ale atmosferei utilizate prin măsurători efectuate pe folii sub formă de plasă în bandă lată de 50 mm, din sîrmă cu $d = 0{,}1$ mm și ochiuri de 1 mm. Măsurătorile au pus în evidență următoarele valori :

$$C_{pot} = 0{,}4 - 0{,}5\%\ C$$

$$N_{pot} = 0{,}7 - 0{,}8\%\ N_2$$

Rezultatele obținute prin aplicarea acestei tehnologii sînt prezentate în tabelul 2 și reprezentate grafic în figura 4, comparativ cu curba obținută pe aceeași marcă de oțel din firma IPSEN printr-un procedeu similar [2].

A doua variantă prezentată în figura 5 a fost adoptată pentru mărcile de oțel 38 MoCrAl 09 și 31 CrMoV9. Rezultatele obținute sînt prezentate în tabelul 3 și reprezentate grafic în figura 6.

După cum se cunoaște [1] prin realizarea unui amestec de gaze NH_3+FNDO se obține o zonă de combinații de tip ε cu carbon, fără faza γ' care, datorită fragilității, nu este dorită.

Tabelul 2

Valorile realizate pe probe din 41MoCr11 după aplicarea ciclului din figura 3

Valori măsurate	Lotul 16 —1985	Lotul 5 —1986	Lotul 9 —1986
Z.C. (μm)	4	10	13
Z.D. (mm)	1,0	0,5	1,0
Duritatea stratului (HV)	$HV_{0,1}$=670	$HV_{0,1}$=646	$HV_{0,1}$ = 524
Adîncimea stratului			
0,03 mm	751 $HV_{0,1}$	601 $HV_{0,1}$	543 $HV_{0,1}$
0,10 mm	646	462	525
0,20 mm	—	347	508
0,30 mm	543	338	—
0,40 mm	462	313	477
0,50 mm	410	277	425
1,00 mm	305	—	321
Miez	241	203	252

Z.C. = zona de combinații (μm)
Z.D. = zona de difuzie (mm)

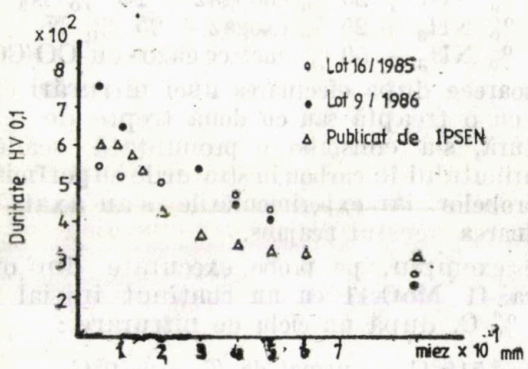


Fig. 4. Variația durității în funcție de adîncimea de nitrurare la marca de oțel 41MoCr11 după aplicarea ciclului din figura 3

Tabelul 3

Valorile realizate pe probe din 38MoCrAl 09 și 31CrMoV9 după aplicarea ciclului similar cu cel din figura 5

Valori măsurate	Lotul 11 1985, 38MoCrA109	Lotul 11 1986, 31CrMoV9	Lotul 12 1985, 38MoCrA109	Lotul 12 1986, 31CrMoV9	Lotul 14 1986, 31CrMoV9
Z.C.(μm)	—	12	6	12	8
Z.D.(mm)	0,55	0,60	0,40	0,50	0,50
Duritatea stratului (HV)	$HV_{0,1}$ =933	HV_5 =810	HV_5 =810	HV_5 =795	$HV_{0,1}$ =720
Adîncimea stratului		duritate	$HV_{0,1}$		
0,05 mm	814	781	848	781	722
0,10	751	695	722	722	646
0,20	646	601	646	646	601
0,30	561	543	492	561	—
0,40	435	354	398	462	508
0,50	—	398	—	410	422
0,55	422	—	—	—	398
0,60	—	329	—	—	—
Miez	398	252	305	347	264

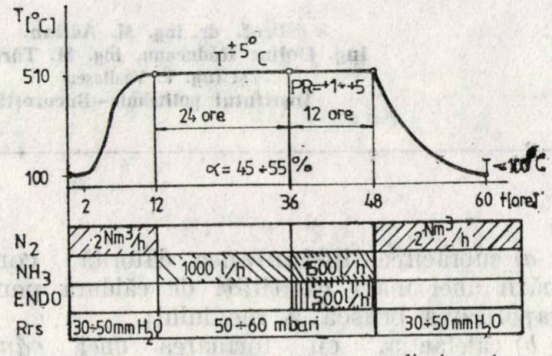


Fig. 5. Ciclul termochimic de nitrurare aplicat pentru mărcile de oţel 38MoCrAl 09 şi 31CrMoV9

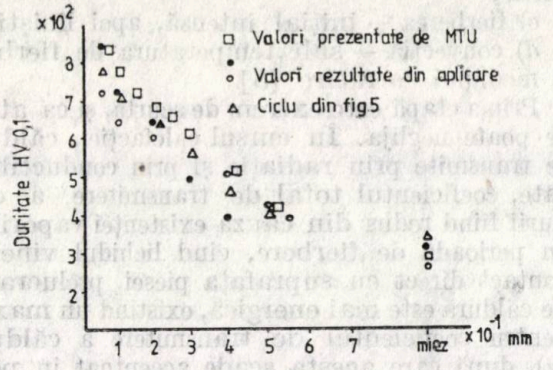


Fig. 6. Variaţia durităţii în funcţie de adîncimea de nitrurare la marca de oţel 31CrMoV 9 după aplicarea ciclului din figura 5

În plus, amestecul de gaze menţionat contribuie la diminuarea decarburării şi repercursiunilor ei. Măsurătorile pe folii făcute la un ciclu de tipul celui prezentat în figura 5 au pus în evidenţă următoarele valori ale potenţialului în carbon şi azot:

$$C_{pot} = 0{,}7\ \%\ C$$

$$N_{pot} = 0{,}84\%\ N$$

Concluzii

Prin aplicarea procedeului descris au rezultat următoarele avantaje:

— Obţinerea unor straturi de nitruri de tip ε pentru diverse tipuri de pinioane şi roţi dinţate la care se aplică nitrurarea în baie de sare.

— Scurtarea ciclurilor termice faţă de nitrurarea gazoasă clasică.

— Reducerea consumului de energie electrică.

— Mărirea productivităţii.

— Reducerea importului de sare pentru nitrurare.

— Obţinerea unei atmosfere de nitrurare cu un potenţial în carbon corespunzător înlăturării decarburărilor.

Aplicarea nitrurării în amestec gazos de NH_3 şi ENDO duce la obţinerea unei zone de combinaţii şi a unor durităţi care măresc durata de funcţionare a pieselor.

S-a îmbunătăţit rugozitatea suprafeţelor pieselor, fapt reliefat şi de parametrii măsuraţi pe rugozimetru după diverse faze:

a. înainte de nitrurare: $R_t = 1{,}5$; $R_a = 0{,}4$;

b. după nitrurare tip TENIFER timp de 6 h: $R_t = 4{,}1$; $R_a = 0{,}8$;

c. după nitrurare conform ciclului din figura 5: $R_t = 3{,}2$; $R_a = 0{,}6$

Valorile realizate şi prezentate sînt determinate pe eşantioane din piese. Se menţionează faptul că piesele nitrurate au fost de regulă roţi dinţate care înainte de danturare au fost tratate la o duritate de 240—280 HB pentru o cît mai bună prelucrabilitate. Pe probe din aceleaşi mărci de oţel tratate la o duritate de 325—375 HB, stratul nitrurat obţinut a prezentat o creştere de duritate de 150—200 HV faţă de piese.

Determinările pe probe s-au făcut astfel:

— adîncimea zonei de combinaţii (Z.C.) — cu ocular gradat;

— adîncimea zonei de difuzie (Z.D.) pe bază de microduritate. S-a considerat h_{ef} la valoarea $HV_{miez} + 50$, deşi în alte ţări sînt adoptate alte reguli.

Duritatea stratului măsurat cu sarcină de 100 gr, 5 kg sau 10 kg pe aparate cu piramidă de diamant.

Observaţiile micro s-au făcut la măriri × 200.

Considerații privind laminarea cu răcire dirijată a oțelului beton

Prof. dr. ing. M. Adrian,
ing. Doina Răducanu, ing. M. Târcolea
și ing. V. Vasilescu
Institutul politehnic — București

CZ : 621.771 : 669.14.018.291.3

O modalitate de îmbunătățire a proprietăților mecanice ale barelor din oțel beton laminate la cald o reprezintă răcirea dirijată după deformarea plastică. Pentru aceste produse se impun valori ridicate atît pentru caracteristicile de rezistență cît și pentru cele de plasticitate, în mod special pentru alungire ($A_5 < 16\%$).

Această asociație de proprietăți mecanice se poate obține pe două căi :

— prin tratament termic de călire (austenitizare și răcire în apă) după laminare ;

— prin răcire dirijată a laminatului, folosind căldura de laminare și răcind cu un grad de subrăcire corespunzător obținerii structurii perlito-sorbitice care conferă materialului proprietățile impuse.

A doua variantă prezintă avantaje economice certe, cu condiția stăpînirii procedeului de răcire dirijată.

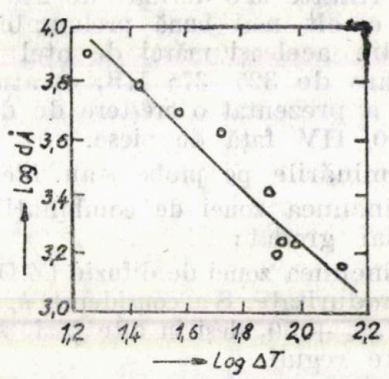


Fig. 1. Variația distanței interlamelare a perlitei cu gradul de subrăcire

Parametrii importanți care influențează transformările structurale la răcirea dirijată a barelor de oțel beton PC60 sînt : viteza de răcire, temperatura de sfîrșit a laminării, gradul de deformare la ultima trecere.

Gradul de dispersie a perlitei crește odată cu creșterea vitezei de răcire, obținîndu-se structuri perlitice cu lamele din ce în ce mai fine, ca urmare a creșterii vitezei de germinare a perlitei (fig. 1). La viteze mari de răcire, pentru care vitezele de difuzie ale carbonului și fierului sînt nule, se obțin structuri martensitice [3].

Un rol important în influențarea acestor fenomene îl are agentul de răcire.

Răcirea într-un mediu lichid cu temperatură coborîtă de vaporizare, cum este apa, se face în patru etape succesive :

a) subrăcirea instantanee datorită consumării unei mari cantități de căldură pentru vaporizarea bruscă a mediului ;

b) calefacția, cu formarea unei *cămăși de vapori* mai mult sau mai puțin aderente pe piesă ;

c) fierberea — inițial intensă, apoi liniștită ;

d) convecția — sub temperatura de fierbere a mediului de răcire [3].

Prima etapă este extrem de scurtă, și ca atare se poate neglija. În cursul calefacției, căldura se transmite prin radiație și prin conductibilitate, coeficientul total de transmitere a căldurii fiind redus din cauza existenței vaporilor. În perioada de fierbere, cînd lichidul vine în contact direct cu suprafața piesei, prelucrarea de căldură este mai energică, existînd un maxim pentru coeficientul de transmitere a căldurii (α), după care acesta scade accentuat în perioada de răcire prin convecție [3].

În concluzie, coeficientul de transmitere a căldurii la răcirea cu medii lichide variază mult și neuniform [1].

Capacitatea de răcire a mediilor lichide este mult influențată de gradul de agitare, deoarece prin creșterea acestuia se rupe mecanic *cămașa de vapori*, micșorîndu-se perioada de calefacție care este caracterizată de un coeficient mic de transmitere a căldurii.

Pentru apă la 20°C și pentru agitare medie (viteza de deplasare a piesei 15—20 m/min) coeficientul de transmitere a căldurii variază în funcție de temperatura suprafeței, după cum rezultă din tabelul 1.

Prin creșterea gradului de agitare, coeficientul de transmitere a căldurii (α) se modifică [2], variind liniar cu debitul de apă (fig. 2).

Structura obținută prin răcirea barei cu o anumită viteză depinde și de gradul de reducere aplicat la ultima trecere și temperatura la care se efectuează deformarea plastică [1]. În funcție de ultimii doi parametri, materialul se poate recristaliza complet sau parțial. În cazul în care recristalizarea se desfășoară incomplet, există zone de material cu structură deformată și zone cu structura recristalizată care generează o neuniformitate a proprietăților.

Corelînd cei trei factori de influență (viteza de răcire, gradul de deformare și temperatura la ultima trecere), se poate obține în final pentru oțelul beton PC60 o structură perlito-sorbitică ce conferă materialului valori ridi-

Tabelul 1

Valorile coeficientului de transfer de căldură pentru apă la 20°C și gradul de agitare medie

Temperatura suprafeței, °C	100	200	300	400	500	600	700	800	900
kcal/m²h, grd	800	2000	2000	4000	2500	2000	1500	1000	700

Tabelul 2

Compoziția chimică a oțelului PC60 (STAS 438/1—80)

C, %	Mn, %	Si, %	Cr, %	Ni, %	Cu, %	P, %	S, %	Al, %	As, %
0,23	1,25	0,40	0,28	0,12	0,28	0,022	0,024	0,055	0,015

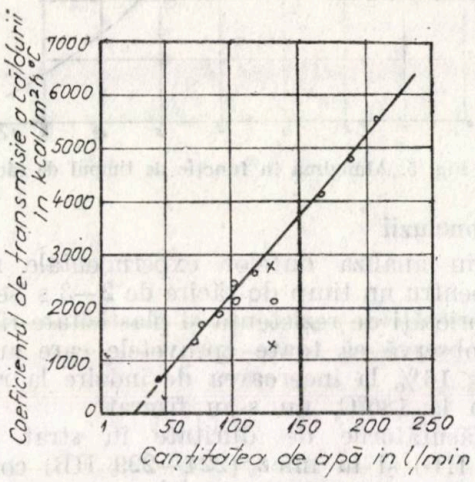


Fig. 2. Variația coeficientului de transmitere a căldurii cu debitul de apă

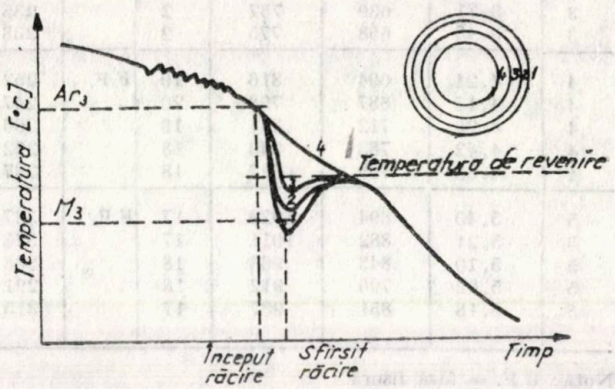


Fig. 3. Reprezentarea schematică a procesului de revenire a martensitei formate în zona marginală a secțiunii barei răcite cu apă

cate, pentru caracteristicile de rezistență (R_m, $R_{0,2}$) și pentru plasticitate (A_5).

Practic, după răcirea materialului deformat, se obține în zona centrală o structură sorbitică, formîndu-se martensită la suprafață (fig. 3).

Prin răcire se obține o scădere puternică a temperaturii la suprafață, sub valoarea punctului M_3, iar în zona marginală se formează martensită.

La sfîrșitul perioadei de răcire, căldura rămasă în nucleul austenitic al profilului duce la creșterea temperaturii marginale pînă se atinge o valoare de echilibru [2]. În acest moment începe procesul de revenire a stratului superficial, obținînd o structură cu caracteristici de plasticitate și rezistență ridicate.

Din diagrama TTT a oțelului rezultă că temperatura de compensare a suprafeței profilului și nucleului trebuie să fie de aproximativ 600°C. Stratul de martensită care apare în apropierea zonei de suprafață va fi supus revenirii în timpul compensării de temperatură, prin căldura acumulată în nucleul profilului.

Astfel, scade duritatea martensitei și rezultă o valoare apropiată de cea a perlitei cu grad mare de dispersie din nucleu.

Studiul influenței răcirii dirijate asupra structurii și proprietăților oțelului beton PC60 (STAS 438/1—80) s-a efectuat pe epruvete cu diametrul Ø 16 mm și lungimea de 300 mm, cu compoziția chimică din tabelul 2.

Parametrii de care s-a ținut seamă în organizarea cercetărilor experimentale au fost: gradul de subrăcire, timpul de menținere în bazinul de răcire, gradul de agitare al apei (care face să varieze coeficientul de transfer de căldură).

Epruvetele au fost austenitizate la temperatura de 930°C.

Temperatura de răcire s-a stabilit pe baza diagramei TTT la valoarea de 600°C. Pe baza unui calcul preliminar s-a stabilit că intervalul de variație a timpilor de răcire pentru obținerea gradului de subrăcire propus este de 2—5 s.

Pentru aceste valori de timp s-au răcit epruvetele într-un bazin de răcire la trei valori ale debitului de apă: 25, 30, 40 l/min.

În final s-au efectuat pe epruvetele folosite încercări mecanice și analiză microstructurală.

Rezultatele încercărilor mecanice se prezintă în tabelul 3 și în figurile 4 și 5.

Tabelul 3

Rezultatele încercărilor mecanice

Timp propus, s	Timp realizat, s	$R_{0,2}$, N/mm²	Rm, N/mm²	A_5, %	Îndoire pe dorn 180°, 3d	Duritate, HB
2	2,11	512	624	19	F.F.	194
2	2,32	564	678	20		211
2	2,14	521	643	19		199
2	2,39	569	685	20		213
2	2,41	583	696	20		218
3	3,02	596	698	21	F.F.	219
3	3,14	631	749	21		232
3	3,10	621	738	21		229
3	3,21	639	757	2		235
3	3,43	658	775	2		238
4	4,21	694	816	19	F.F.	252
4	4,15	687	798	20		247
4	4,26	712	861	19		266
4	4,42	783	943	18		292
4	4,35	765	927	18		287
5	5,40	894	1023	17	F.F.	327
5	5,21	882	1011	17		323
5	5,10	843	963	18		308
5	5,02	796	912	18		291
5	5,18	851	987	17		315

Notă: F.F. = fără fisură

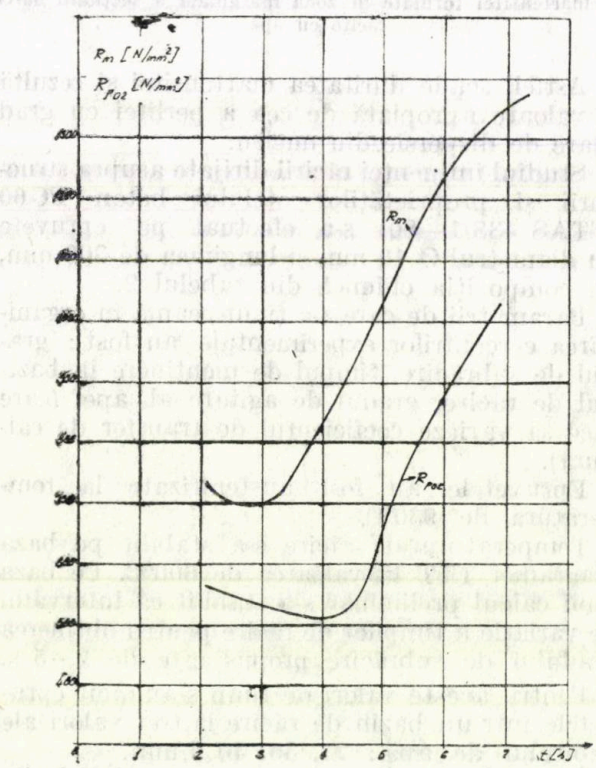


Fig. 4. Rezistența la rupere și limita de curgere în funcție de timpul de răcire

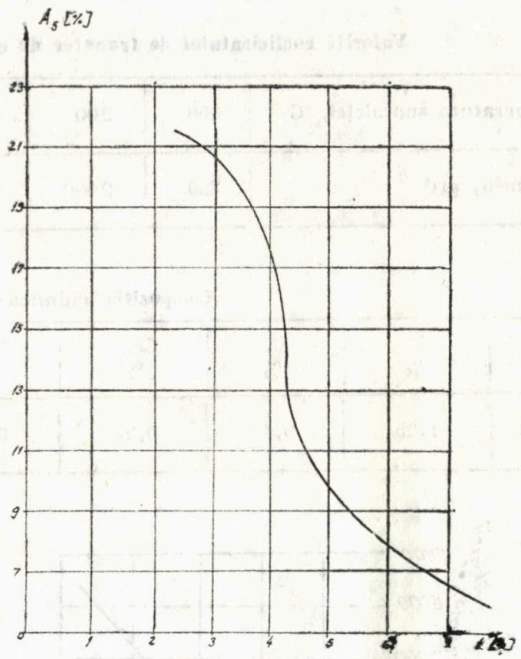


Fig. 5. Alungirea în funcție de timpul de răcire

Concluzii

Din analiza datelor experimentale rezultă că pentru un timp de răcire de 2—3 s se obțin proprietăți de rezistență și plasticitate ridicate. Se observă că toate epruvetele care au avut $A_5 < 16\%$ la încercarea de îndoire la rece pe dorn la 180°C, nu s-au fisurat.

Măsurătorile de duritate în strat (236—241 HB) și în miez (224—229 HB) confirmă cele prezentate în legătură cu formarea unui strat superficial de martensită care datorită căldurii reziduale din miezul profilului este supusă unui proces de revenire.

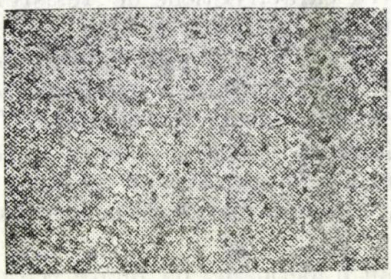


Fig. 6. Micrografie: mărime: 1 : 100, atac nital, timp de răcire 3s

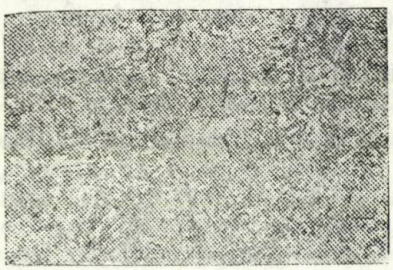


Fig. 7. Micrografie: mărime 1 : 100, atac nital, timp de răcire 6s

Din analiza micrografiilor realizate rezultă că structura care conferă caracteristici mecanice superioare oţelului beton PC60 este de tip perlito-sorbitic (fig. 6).

Se constată că la timpi mai mari de răcire apar constituenţi de tip bainitic şi martensitic care scad proprietăţile de plasticitate ale oţelului şi măresc proprietăţile de rezistenţă (fig.7).

Metoda se poate transpune la scară industrială în cazul laminoarelor care dispun de instalaţii de răcire dirijată.

BIBLIOGRAFIE

[1] Lehnert, W. *Sorbititisieren von Walzdrahtans der Walzhitze.* In : Neue Hütte, R.D.G., oct. 1967, p. 609–614.
[2] Vlad, C. ş.a. In : Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 22,
[3] Popescu, N. — *Tehnologia tratamentelor termice.* Ed. Tehnică, Bucureşti, 1974.

Rezistența la coroziune a fontelor cu grafit lamelar aliate în medii de acizi minerali și clorură de sodiu

Prof. dr. ing Ortansa Landauer,
dr. ing. Olga Iulian
și dr. ing. Cornelia Mateescu
Institutul politehnic—București
ing. Anca Bălăceanu
Centrala de utilaj și piese de schimb pentru industria chimică

CZ : 620 : 193 : 669.13

Coroziunea constituie una din principalele cauze care produc degradarea construcțiilor metalice, și distrugerea instalațiilor industriale. Condițiile grele în care se realizează diverse procese tehnologice : soluții foarte agresive, temperaturi ridicate etc. necesită eforturi mari și permanente de diminuare a efectelor negative ale coroziunii pentru economie. Utilizarea unor materiale noi care au proprietăți superioare trebuie să se facă numai după testări și cercetări de laborator privind rezistența la coroziune a acestora. În acest sens, studiul de față a fost consacrat comportării la coroziune a fontei lamelare, aliate.

Cercetarea și testarea rezistenței la coroziune a fontei cu grafit lamelar aliate în medii de acizi minerali și clorură de sodiu s-au efectuat prin metoda pierderii în greutate și prin măsurători electrochimice : trasarea curbelor galvanostatice staționare curent-potențial. Mediile corosive de acid clorhidric, acid sulfuric și clorură de sodiu au fost preparate din reactivi chimici puri și apă distilată. Determinările s-au efectuat la temperaturi de 20—40°C în condiții cu și fără agitare, pe probe de formă circulară cu diametrul de 33 mm și grosime 2 mm.

Compoziția fontei studiate s-a determinat prin analiză, fiind în % : 2,20C ; 0,79 Mn ; 2,37 Si, 0,045 S ; 0,135 P ; 1,62 Cr ; 19,4 Ni ; 0,39Cu.

Se remarcă conținutul ridicat de nichel. Pentru caracterizarea fontei aliate s-a făcut o analiză microscopică a structurii acesteia.

Proba atacată arată că masa de bază a fontei este austenita, prezentînd în unele zone puțin eutectic interdentritic (cu Ni).

Coroziunea fontei în mediile menționate fiind de tip uniform, viteza de coroziune s-a studiat prin metoda gravimetrică. Trasarea curbelor galvanostatice staționare s-a realizat cu ajutorul unui montaj clasic, cunoscut în literatura de specialitate și folosit în lucrări anterioare [1].

Măsurători ale vitezei de coroziune în medii de acid clorhidric și clorură de sodiu. Utilizînd metoda pierderii în greutate s-au obținut curbe de dependență *pierdere în greutate — timp*, după ce s-au calculat vitezele de coroziune în funcție de timp [2]. În figura 1, *a* sînt redate rezultatele obținute pentru fonta lamelară aliată în medii de acid clorhidric de concentrație 0,01 ; 0,1 ; 0,5 și 2 M la t = 20°C, în condiții staționare. În soluții 0,01 M și 0,1 M viteza de coroziune este inițial de aproximativ $0{,}3 \cdot 10^{-3}$ kg m^2h^{-1}, scăzînd în timp pînă la valori de $0{,}01 \cdot 10^{-3}$—$0{,}07 \cdot 10^{-3}$ kg m^2h^{-1}. Conform STAS 9684—82 materialul se încadrează, pentru comportarea din perioada inițială (cea mai puțin avantajoasă), în grupa materialelor feroase cu rezistența medie la coroziune.

Pentru soluții 0,5 M acid clorhidric, viteza de coroziune este constantă iar valoarea este de aproximativ, $1{,}1 \cdot 10^{-3}$ kgm^{-2} h^{-1}. Conform STAS 9684—82 materialul este rezistent la coroziune (grupa V). În soluții HCl 2 M, viteza de coroziune este mai ridicată.

În figura 1, sînt prezentate curbele viteză de coroziune—timp în mediu de clorură de sodiu, de tărie ionică constantă :

$$y = \frac{1}{2} \Sigma Z_i C_i^2$$

în care y este tăria ionică, Z_i — sarcina ionului, C_i — concentrația ionului.

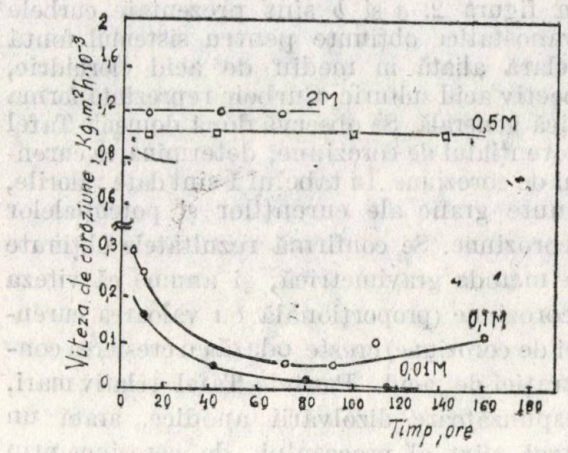
Inițial, viteza de coroziune este de aproximativ $0{,}4 \cdot 10^{-3}$ $kgm^{-2}h^{-1}$. Comportarea în mediu de clorură este asemănătoare cu comportarea în acid clorhidric de aceeași concentrație. Materialul prezintă o rezistență medie la coroziune, în domeniul de concentrație dat.

În figura 1, *c* este redată influența temperaturii asupra vitezei de coroziune în mediu de acid clorhidric. Comparînd rezultatele cu cele din figura 2, se observă o creștere a vitezei de coroziune la creșterea temperaturii, materialul devenind nerezistent la coroziune.

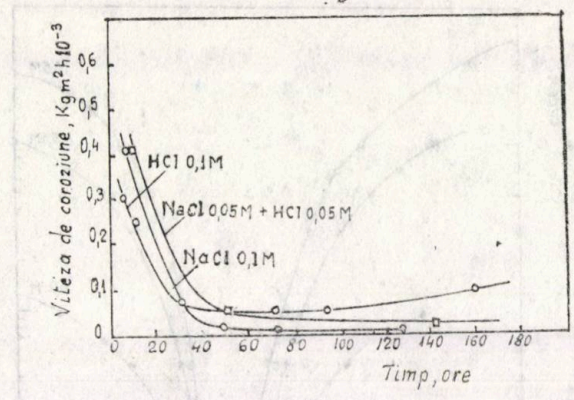
Determinările au fost limitate la $t \leqslant 45$°C, datorită procesului de evaporare care modifică concentrația soluțiilor.

S-a testat și influența agitării soluției asupra vitezei de coroziune în soluții de HCl 0,1 M pentru un timp de expunere de 5 ore. S-a obținut o viteză de coroziune în condiții de agitare de $3{,}03 \cdot 10^{-3}$ kgm^{-2} h^{-1} față de $0{,}3 \cdot 10^{-3}$ $kgm^{-2} \cdot h^{-1}$ în condiții staționare.

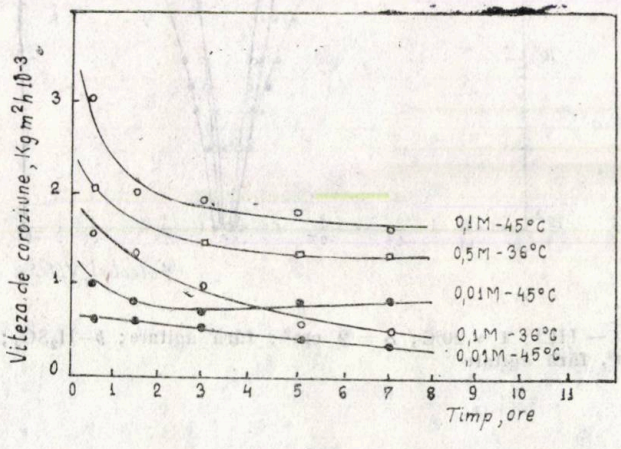
Măsurători ale vitezei de coroziune în medii de acid sulfuric. În figura 1, *d* sînt redate curbele viteză de coroziune-timp în mediu de acid sulfuric de concentrații 0,01, 0,1 și



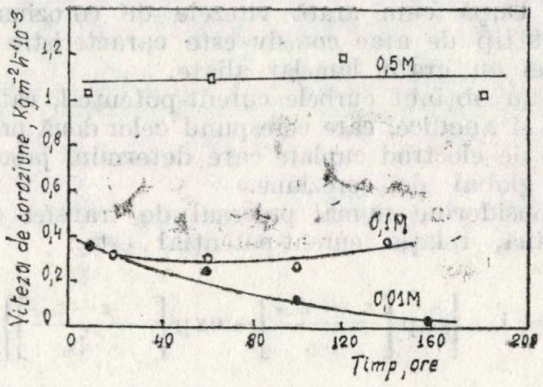
a



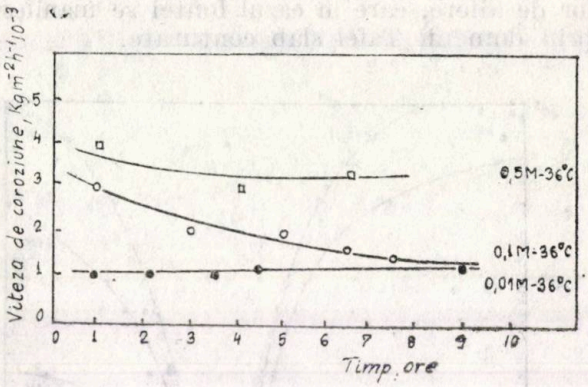
b



c



d



e

Fig. 1. Curbele viteză de coroziune — timp: *a* — HCl; t = 20°C; fără agitare; *b* — HCl; NaCl + HCl; t = 20°C; fără agitare; *c* — *t* = 36°C; HCl; fără agitare; *d* — H_2SO_4; t = 20°C; fără agitare; *e* — H_2SO_4; fără agitare la diferite temperaturi

0,5 și 0,5 M. Se observă o creștere a vitezei de coroziune odată cu creșterea concentrației de acid. În soluții <0,1 M, vitezele maxime de coroziune sînt de aproximativ $0{,}4 \cdot 10^{-3}$ kg·m^{-2}h^{-1}. Conform STAS 9684—82, fonta cu grafit lamelară aliată prezintă o rezistență medie la coroziune (grupa IV).

Pentru soluții de concentrații 0,5 M, viteza de coroziune este practic constantă în timp, aproximativ $1{,}1 \cdot 10^{-3}$ kg·m^{-2}h^{-1}, materialul fiind nerezistent la coroziune (grupa V).

Creșterea temperaturii ridică viteza de coroziune la valori mai mari (fig. 4, *e*) materialul devenind nerezistent. Agitarea este de asemenea, un factor de intensificare a coroziunii. Pentru fontă cu grafit lamelar aliată, în condiții de agitare, viteza de coroziune în H_2SO_4 0,1 M este de $1{,}4 \cdot 10^{-3}$ kg·m^{-2}h^{-1} față de $0{,}3 \cdot 10^{-3}$ kg·m^{2}h^{-1} în condiții de neagitare.

Măsurători electrochimice galvanostatice. Metoda galvanostatică de studiu al proceselor de electrod este utilă cercetării coroziunii meta-

lelor și aliajelor în domeniul activ de atac corosiv. După cum arată vitezele de coroziune, acest tip de atac corosiv este caracteristic și fontei cu grafit lamelar aliate.

S-au obținut curbele curent-potențial, catodice și anodice, care corespund celor două procese de electrod cuplate care determină procesul global de coroziune.

Considerînd numai procesul de transfer de sarcină, relația curent-potențial este :

$$i = i_{cor}\left\{\exp\left[\frac{\varepsilon - \varepsilon_{cor}}{b_{Me}}\right] - \exp\left[-\frac{\varepsilon - \varepsilon_{cor}}{b_n}\right]\right\}$$

în care i_{cor} este curentul de coroziune, ε_{cor} potențialul de coroziune, b_{me}, b_n — constante. Mărimea $(\varepsilon - \varepsilon_{cor})$este polarizația.

Pentru aliaje se constată efecte ale elementelor de aliere, care în cazul fontei se manifestă prin domenii Tafel slab conturate.

În figura 2, *a* și *b* sînt prezentate curbele galvanostatice obținute pentru sistemul fontă lamelară aliată în mediu de acid clorhidric, respectiv acid sulfuric. Curbele reprezintă forma clasică generală. Se observă două domenii Tafel la potențialul de coroziune, determinarea curentului de coroziune .În tabelul 1 sînt date valorile, obținute grafic ale curenților și potențialelor de coroziune. Se confirmă rezultatele obținute prin metoda gravimetrică, și anume că viteza de coroziune (proporțională cu valoarea curentului de coroziune) crește odată cu creșterea concentrației de acid. Pantele Tafel relativ mari, corespunzătoare dizolvării anodice, arată un control mixt al procesului de coroziune prin

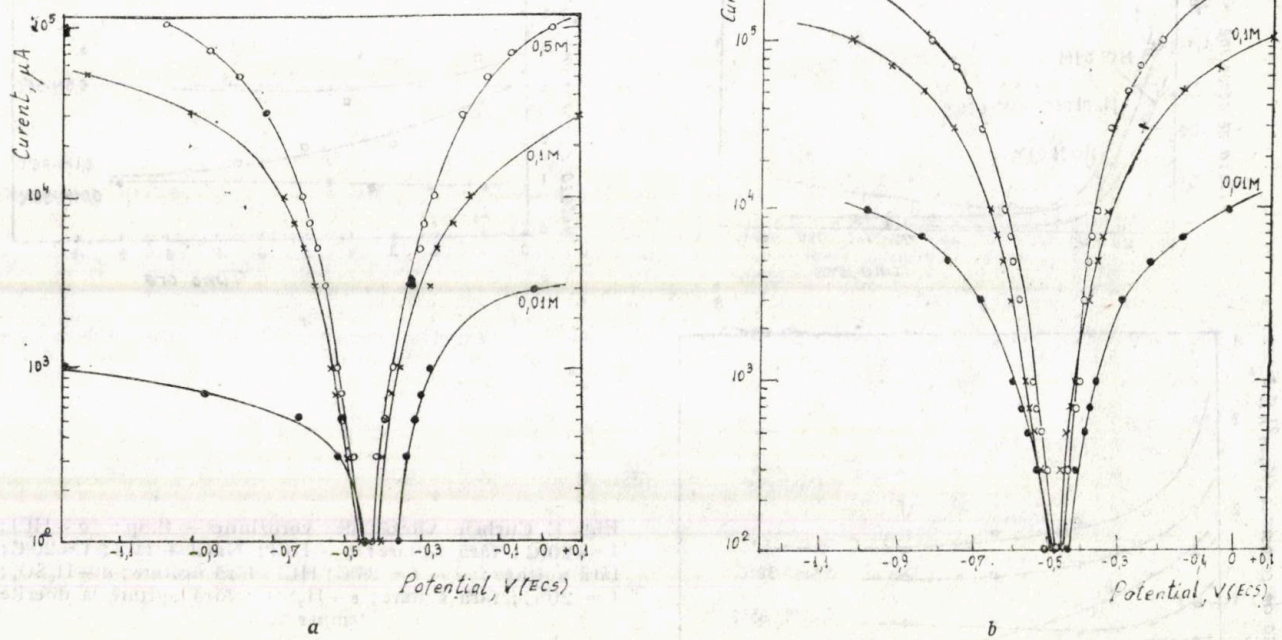


Fig. 2. Curbele galvanostatice staționare curent— potențial: *a* — HCl; t = 20°C; S = 2 cm²; fără agitare; *b*—H_2SO_4; t = 20°C; S= 2 cm², fără agitare

Tabelul 1

Parametrii electrochimici de coroziune ai fontei cu grafit lamelar aliate în soluții de acizi minerali. S electrod = 2cm²

Mediul de coroziune		ε_{cor}, V	i_{cor}, mA
HCl	0,01 M	−0,400	0,3
	0,1 M	−0,370	4
	0,5 M	−0,400	8
H_2SO_4	0,01M	−0,480	0,9
	0,1 M	−0,480	5
	0,5 M	−0,470	8

transfer de sarcină și transfer de masă [3], [4]. În condițiile coroziunii în circuit deschis (deci practic) controlul procesului de corozinne este realizat prin reducerea hidrogenului, care în mediile acide studiate poate fi :

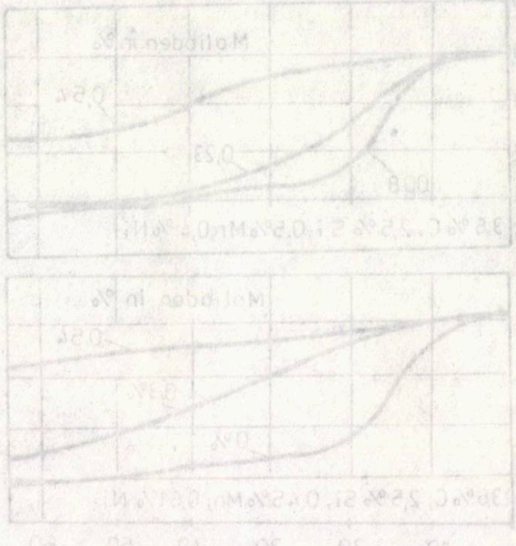
$$2H_3O^+ + 2e \rightleftarrows H_2(g) + 2H_2O$$

S-a renunțat la o interpretare cantitativă a rezultatelor galvanostatice, deoarece o serie de factori ca neomogenitatea chimică, starea suprafeței etc. nu pot fi controlați.

Concluzii

S-a efectuat un studiu de coroziune în mediu de acid clorhidric, clorură de sodiu și acid sulfuric asupra fontei cu grafit lamelar aliate cu nichel. Rezultatele obținute arată prezența unor procese de dizolvare activă a materialului analizat. S-a pus în evidență formarea pe suprafața probelor studiate a unor filme neprotectoare.

Influența concentrației de acid este deosebit de importantă. În medii de HCl, H_2SO_4 și NaCl pînă la concentrații de 0,1 M, fonta cu grafit lamelar aliată prezintă o rezistență medie. În concentrații >0,1 M și în condiții de agitare sau temperatură mai ridicate, materialul este nerezistent la coroziune. Comportarea în acid sulfuric este comparabilă cu aceea în acid clorhidric.



BIBLIOGRAFIE

[1] Landauer, O. ș.a. In: Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1985, pag. 217.

[2] Landauer, O. ș.a. In: Metalurgia R.S.R., nr. 9, 1982, pag. 515.

[3] Bockris, Y. O'M și Reddy K. Modern Electrochemistry, Plenum Press, New York, 1970, cap. 9.

[4] Bockris, Y. O'M, Drazic, D. și Despic. A. In: Electrochimica Acta, Anglia, vol. 4, 1961, p. 365.

Înlocuirea oţelurilor de îmbunătăţire slab aliate cu fontă cu grafit nodular

Dr. ing. Al. Munteanu
Universitatea — Braşov

CZ : 669.131.7

Aplicarea operaţiei de călire izotermă la fontele cu grafit nodular, analiza detaliată în cursul ultimilor zece ani a factorilor care influenţează această operaţie au determinat utilizarea în construcţia de maşini a noi sortimente de fontă cu proprietăţi distincte, superioare fontelor cu grafit nodular netratate termic.

În tabelul 1 sînt prezentate calităţile cunoscute în prezent în DIN (STAS), precum şi trei sortimente nestandardizate de fonte cu grafit nodular obţinute prin regimuri distincte de călire izotermă.

Fontele cu grafit nodular dure şi semidure obţinute prin călire izotermă, şi-au găsit utilizarea în construcţia roţilor dinţate puternic solicitate, determinînd înlocuirea oţelurilor forjate şi cementate în multe ansambluri şi subansambluri din componenţa autovehiculelor.

Urmărind în mod comparativ proprietăţile mecanice statice minime ale fontelor cu grafit nodular DIN 1693 (tab. 1) şi ale fontelor nestandardizate tenace simbolizate GGG 100, se remarcă raportul dintre rezistenţă şi tenacitate ; limita de curgere şi rezistenţa la rupere la tracţiune este la valori mai ridicate ale alungirii specifice, de două ori mai mari decît cele ale fontelor netratate termic.

Obţinute prin călire izotermă, la temperaturi de menţinere mai ridicate (330—400°C faţă de 220—300°C) aceste fonte, datorită proprietăţilor pe care le posedă, înlocuiesc în prezent oţelurile de îmbunătăţire slab aliate în construcţia arborilor, roţilor dinţate cu gabarit mare şi solicitare medie, cheilor tubulare pentru motoare Diesel etc.

Lucrarea urmăreşte să prezinte tratamentul termic de călire izotermă pentru obţinerea sortimentului tenace, factorii care influenţează structura şi proprietăţile finale, precum şi încercările privind optimizarea regimului termic pe epruvete şi influenţa grosimii pereţilor diverselor piese turnate şi tratate, asupra acestor proprietăţi.

Elaborarea fontelor cu grafit nodular

Elaborarea fontei cu grafit nodular destinate călirii izoterme şi obţinerii sortimentului tanace nu se deosebeşte de modul de elaborare a fontelor cu grafit nodular obişnuite. Procesul de elaborare şi turnare a fontei de bază trebuie astfel condus încît microporozităţile şi microsegregaţiile să fie reduse, grafitul să fie nodular fin şi uniform distribuit.

Pentru evitarea microsegregaţiilor cantitatea de mangan se limitează la maximum 0,3—0,35%, cromul trebuie să lipsească, iar sulful şi fosforul trebuie să fie în limite scăzute, mai scăzute decît în cazul fontelor cu grafit nodular obişnuite (sulf sub 0,025%, fosfor sub 0,04%). Realizarea în mod reproductibil şi sigur a proprietăţilor necesare depinde de atenţia acordată alegerii materialelor de şarjare, de temperatura, momentul şi modul de executare a operaţiilor de modificare şi postmodificare.

Pentru modificarea cu magneziu, se aplică procesul sandwich sau cel de cufundare, se aplică în funcţie de mărimea şarjei fiind recomandate prealiajele de ferosiliciu-magneziu.

Se pare că modul de executare a elaborării şi turnării este alături de ceilalţi factori, la fel de important, întrucît s-a putut constata că rezultatele obţinute prin călire izotermă cu acelaşi regim pe fonte apropiate din punctul de vedere al compoziţiei chimice, sînt diferite (fig. 6, 8).

Destinate produselor de grosimi mari, fontele cu grafit nodular tenace şi rezistente trebuie să posede o bună călibilitate, să asigure în condiţiile utilizării băilor de sare cu temperaturi de 330—400°C evitarea transformării de tip perlitic pe întreaga grosime a piesei.

În cazul fontelor cu grafit nodular nealiate, acest deziderat se realizează numai pentru produse cu grosimi mai mici, sub 25 mm. De aceea, pentru piesele turnate de grosimi mai

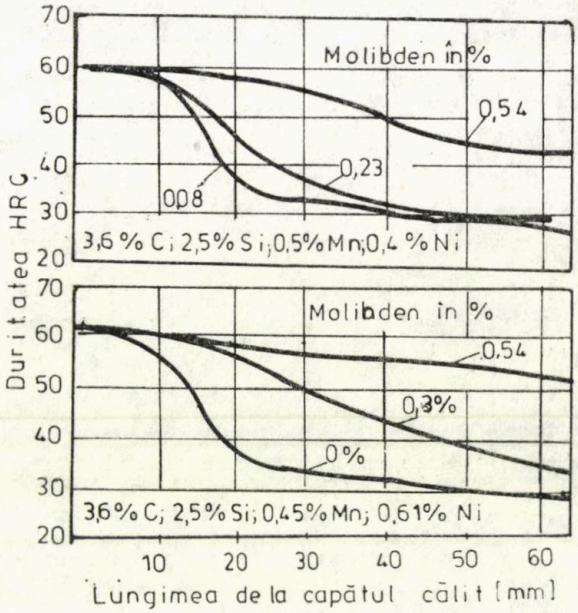


Fig. 1. Curbe de călibilitate ale fontelor cu grafit nodular. Influenţa molibdenului la diverse cantităţi de nichel

Tabelul 1

Proprietăţile mecanice minime ale fontelor cu grafit nodular tenace

Marca DIN 1963 I	Marca STAS 6071—75	*Rm*, N/mm², minimum	$Rp_{0,2}$, N/mm², minimum	*A*, %	Duritatea *HB* (HRC)	Structura	Prelucrabilitatea	Rezistenţa la uzură
GGG—35.3	Fgn 370—17	350 370	220 230	22 17	110—170 140—180	Ferită	foarte bună	slabă
GGG—40	Fgn 420—12	400 420	250 250	15 12	130—140 150—200	Ferită	foarte bună	slabă
GGG—60	Fgn 500—7	500 500	320 350	7 7	170—240 170—240	Ferită+ perlită	bună	medie
GGG—60	Fgn 600—2	600 600	380 400	3 2	180—270 210—280	perlită ferită	bună	medie
GGG—70	Fgn 700—2	700 700	440 450	2 2	220—320 230—300	perlită	bună	bună
GGG—80	—	800 —	500 —	2 —	240—350 —	perlită	bună	bună
Netipizate	Tenace GGG—100 GF—90	—	1000—1400 —	700—900 —	5—8 —	280—400 —	bainită+ austenită reziduală	posibilă	foarte bună
Netipizate	semidură GF—120—140	—	1200—1400 —	950—1200 —	2—5 —	350—450 —	bainită+ austenită reziduală	proastă	foarte bună
Netipizate	dură GF 100	—	1000 —	— —	0,5—1 —	46—51 —	de călire izotermă	proastă	foarte-bună

mari, fonta se aliază cu elemente care măresc stabilitatea austenitei subrăcite, fără efecte antigrafitizante sau puternic antimodificatoare. Din această categorie de elemente fac parte nichelul, cuprul, molibdenul, combinaţiile cele mai utilizate fiind Ni—Mo; Cu—Mo şi NiCu—Mo.

Concentraţia de nichel poate atinge 1—2%, cea de molibden 0,2—0,5%, iar cea de cupru maximum 0,8—1%.

Influenţa conţinutului de molibden şi nichel asupra călibilităţii este indicată în figura 1. Diagramele transformării la răcire continuă sau izotermă a austenitei acestor fonte sînt puternic influenţate de conţinutul în elemente de aliere.

În figurile 2 şi 3 este prezentat aspectul diagramelor TRC pentru fontele cu grafit nodular destinate obţinerii sortimentului rezistent şi tenace. Analiza acestor figuri serveşte şi studiului influenţei pe care o au adaosurile de Mo şi Ni asupra poziţiei curbelor de transformare.

Proprietăţile mecanice obţinute prin călire izotermă sînt dependente de modul în care este condusă această operaţie, o deosebită impor-

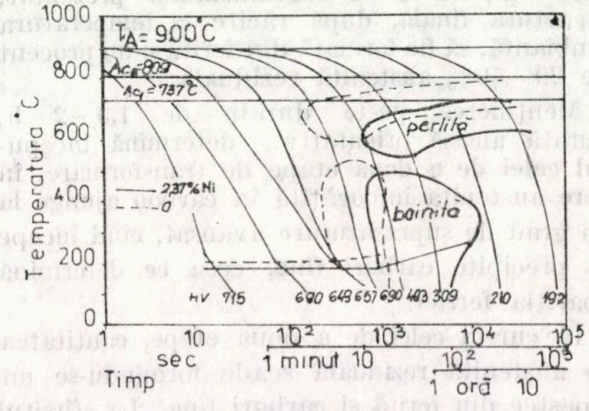


Fig. 2. Aspectul diagramei TRC pentru o fontă cu 3,3%C, 2,6%Si şi 0,3% Mn în condiţiile unor cantităţi variabile de molibden

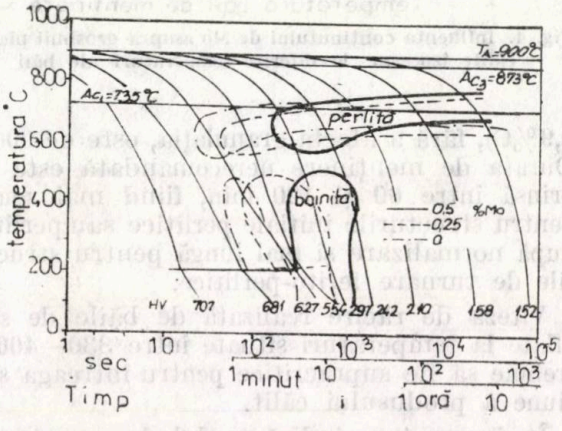


Fig. 3. Aspectul diagramei TRC pentru o fontă cu 3,3%C, 2,6% Si şi 0,3% Mn la diferite conţinuturi de molibden şi nichel

tanță avînd-o temperatura și durata de austenitizare, răcirea supracritică, temperatura și durata menținerii în treapta izotermă.

Tratamentul termic al fontelor cu grafit nodular tenace

Structura inițială, premergătoare călirii izoterme este formată din ferită și perlită sau, în cazul fontelor aliate, din perlită. Dacă în această structură se constată prezența cementitei libere, înaintea călirii izoterme se va executa recoacerea de grafitizare. Este de menționat că înaintea operației de călire izotermă unele lucrări recomandă tratamentul termic de normalizare, acest tratament avînd ca scop perlitizarea masei metalice și o micșorare a granulației datorită proceselor de recristalizare în stare solidă. Totodată prin acest tratament este posibilă descompunerea cementitei libere, dacă aceasta este prezentă în structura de turnare a fontei.

În funcție de compoziția chimică a fontei (conținutul în elemente de aliere care deplasează punctele A_1 și A_3) temperatura de austenitizare poate lua valori în limitele 850—920°C. Cea mai utilizată temperatură de austenitizare atît pentru fontele cu grafit nodular aliate cît și pentru cele nealiate, care asigură o austenită cu o concentrație ridicată în carbon (0,7—

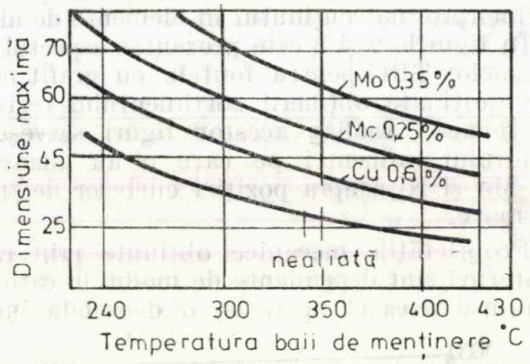


Fig. 4. Influența conținutului de Mo asupra grosimii pieselor călite izoterm la diferite temperaturi ale băii

0,9%C), fără a afecta granulația, este de 900°C. Durata de menținere nerecomandată este cuprinsă între 60 și 120 min, fiind mai scurtă pentru structurile inițiale perlitice sau perlitice după normalizare și mai lungă pentru structurile de turnare ferito-perlitice.

Viteza de răcire realizată de băile de sare aflate la temperaturi situate între 330—400°C, trebuie să fie supracritice pentru întreaga secțiune a produsului călit.

În figura 4 se indică modul de corectare a compoziției chimice pentru ca, prin modificarea călibilității aliajului și a vitezei critice de călire, să se asigure o subrăcire corespunzătoare și pentru secțiunile mai groase.

Pentru realizarea sortimentelor tenace, temperatura de menținere trebuie să fie, așa cum s-a arătat, superioară valorilor de 330—350°C, aceasta fiind o temperatură limită care asigură, în condițiile duratelor de menținere bine determinate, desfășurarea unor fenomene de difuzie specifice fontelor cu grafit nodular, fenomene care vor fi analizate în continuare.

Transformarea austenitei subrăcite, la aceste temperaturi, are loc în funcție de durata de menținere în două etape, iar răspunzător în existența acestor etape, marcate dilatometric, este siliciul, prezent în masa metalică într-un procent relativ ridicat care depășește 2—2,5%.

Efectul grafitizant al siliciului se manifestă prin întîrzierea formării carburilor coerente la matricea aciculară feritică ușor suprasaturată în carbon de tip bainitic.

În prima etapă, formarea feritei aciculare și a unor cantități extrem de mici de carburi determină îmbogățirea austenitei în carbon, ceea ce are ca efect coborîrea temperaturii punctului *Ms*. Austenita subrăcită netransformată se saturează treptat în carbon, atingînd concentrații locale (adiacente feritei) ridicate de pînă la 1,8% C, punctul *Ms* coborînd la —100°C. În aceste condiții austenita netransformată suferă un proces de stabilizare, nemaiputînd fi transformată la răcirea ulterioară în structuri de tip martensitic.

Dacă prima etapă este întreruptă prematur, piesa răcindu-se la temperatura camerei după numai 10—20 min de menținere, procesul de stabilizare a austenitei nu este realizat, iar datorită unui conținut mai scăzut de carbon punctul *Ms* rămîne deasupra mediului ambiant. Structura finală va fi formată în aceste condiții din ferită bainitică, martensită și austenită reziduală.

Prelungirea primei etape la circa 1,5—2h face ca, în urma mecanismului prezentat, structura finală, după răcire la temperatura ambiantă, să fie formată din ferită și un procent de 20—50% austenită reziduală.

Menținerea peste durata de 1,5—2 h, durată aleasă orientativ — determină începutul celei de a doua etape de transformare, în care austenita îmbogățită în carbon ajunge la un grad de suprasaturare avansat, cînd începe să precipite carburi fine, ceea ce determină apariția feritei.

În cursul celei de a doua etape, cantitatea de austenită reziduală scade formîndu-se un amestec din ferită și carburi fine. La sfîrșitul acestei etape care poate dura peste 6—8h structura masei metalice este formată din ferită

bainitică — obținută în prima etapă — și un amestec format din ferită și carburi fine.

Conținutul de austenită reziduală la aceeași durată de menținere crește odată cu creșterea temperaturii pînă la 400—450°C, depășirea acestei temperaturi de menținere determinînd apariția amestecului mecanic format din ferită și carburi fine globulare de tip troostitic sau sorbitic.

În figura 5 se prezintă în mod schematic desfășurarea în timp a etapelor menționate pentru temperaturi de menținere cuprinse între 350 și 450°C.

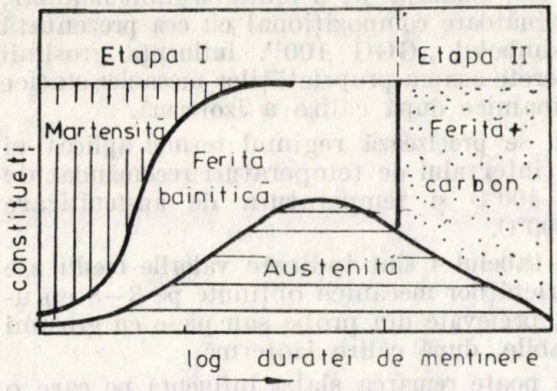


Fig. 5. Schema desfășurării transformării în timp a austenitei subrăcite la 350—450°C

Datorită proprietăților mecanice diferite obținute la aceleași temperaturi și durate de menținere se poate remarca că cele două etape sînt dependente prin cinetică și mecanism de compoziția chimică a fontelor supuse călirii izoterme.

Proprietățile mecanice ale fontelor cu grafit tenace

Prin variația temperaturilor și a duratelor de menținere este posibilă obținerea unei game largi de proprietăți, întrucît prin aceasta se acționează în mod direct asupra naturii cantității formei și dispersiei fazelor obținute.

Încercări laborioase efectuate pe fonte cu grafit nodular cu compoziții diferite, au urmărit precizarea regimului recomandat pentru obținerea proprietăților de maximă tenacitate în condițiile păstrării unei rezistențe mecanice ridicate.

În figura 6 se indică modul de variație a conținutului de austenită reziduală și a proprietăților mecanice statice în funcție de temperatura și durata de menținere, pentru o fontă cu următoarea compoziție : 3,4%C ; 2,7% Si ; 0,3% Mn ; 1,6%Cu după normalizare la 900°C și austenitizare.

S-au analizat factorii care influențează proprietățile mecanice la călirea izotermă a unei fonte cu grafit nodular tenace slab aliată cu 1,5% Ni și 0,3% Mo. Analiza a debutat cu ridicarea curbelor termocinetice de transformare TTT și TRC și s-a executat pe epruvete de tracțiune Ø 12,7 × 50 mm și epruvete de reziliență 10 × 10 × 55 mm prelevate din bare turnate continuu, călite izoterm cu grosimi variabile între 30 și 100 mm. Austenitizarea s-a efectuat între 845 și 900°C pe durate cuprinse între 1 și 2 h, iar menținerea izotermă la temperaturi între 260—385°C și durate între 0,5 și 8 h.

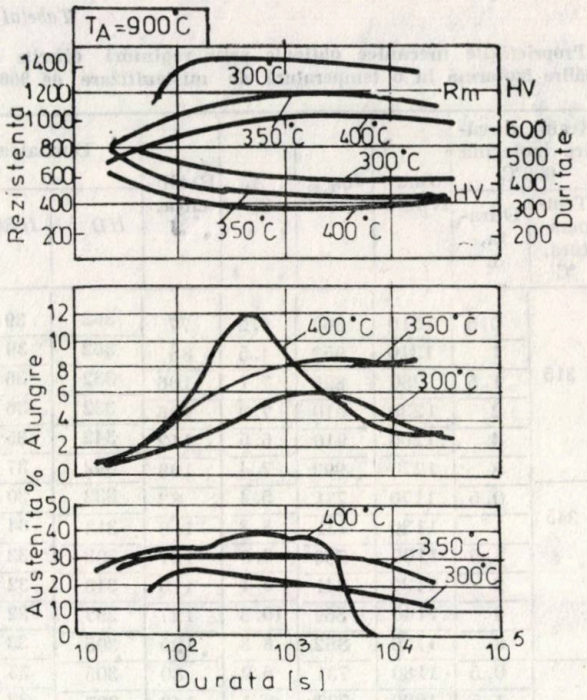


Fig. 6. Influența parametrilor de temperatură-timp asupra proprietăților mecanice ale fontei cu grafit nodular tenace

În tabelul 2 sînt indicate valorile proprietăților mecanice statice obținute pe bare de 100 mm, austenitizate la 900°C timp de 2 h și călite izoterm în diferite condiții.

Tabelul 3 prezintă aceleași proprietăți în cazul austenitizării la 845°C timp de 2 h și călire izotermă la 370°C, temperatura cea mai indicată în cursul încercărilor.

În figura 7, peste diagrama de transformare la răcire izotermă zona transformării bainitice) s-au suprapus valorile alungirilor specifice maxime obținute pentru fiecare temperatură încercată. Se poate constata că, pentru obținerea primului maxim de alungire, duratele sînt situate între 1 și 2 h structura conținînd încă cantități mari de austenită reziduală.

Influența temperaturii și duratei de menținere la călire izotermă asupra alungirii specifice și rezilienței poate fi urmărită în figurile 8 și 9. Rezultă că maximum de tenacitate și alungire specifică pentru această fontă se obține prin călire izotermă la 370°C și menținere economică de 1,5—2 h.

Tabelul 2

Proprietăţile mecanice obţinute prin regimuri diferite de călire izotermă la o temperatură de austenitizare de 900°C

Regim de călire izotermă 900°C		*Rm*, N/mm²	$Rp_{0,2}$, N/mm²	*A*, %	Rezilienţa, J	Duritatea	
Temperatura, °C	Durata, h					*HB*	*HRC*
315	0,5	1310	862	4,2	77	362	39
	1	1310	958	4,5	88	362	39
	1,5	1230	896	7,1	106	332	36
	2	1230	910	7,0	106	332	36
	4	1200	910	6,5	112	342	35
	8	1270	993	7,4	106	342	37
345	0,5	1170	731	5,4	83	332	30
	1	1130	731	8,8	118	313	34
	1,5	1100	786	6,8	127	305	33
	2	1130	841	5,4	115	313	32
	4	1140	869	10,3	127	297	32
	8	1130	862	8,8	125	305	33
355	0,5	1180	731	6,9	80	305	33
	1,5	1090	738	8,1	148	297	32
	1,5	1100	779	9,8	150	297	32
	2	1120	814	8,8	168	305	33
	4	1100	804	10,2	165	297	32
	8	1100	780	11	141	297	32
370	0,5′	1050	820	2,9	38	352	38
	1	1010	655	7,4	176	283	30
	1,5	1040	700	10,6	176	297	32
	2	1080	772	10,2	179	297	32
	4	1090	772	12,6	141	283	30
	8	1030	703	11,2	159	290	31
385	1	1030	614	9,0	138	31	290
	1,5	1030	572	11,2	156	31	290
	2	1050	455	10,8	167	31	290
	3	1030	620	11,6	142	31	290
	4	1010	634	11,4	146	31	290
	8	1010	641	9,1	106	30	283

Aplicînd acest regim se obţine o rezistenţă la rupere de 1 040—1 080 N/mm², o rezistenţă de curgere de 700—770 N/mm² la o alungire specifică de 10% şi o energie de rupere de 175—180 J.

Comparînd aceste valori cu cele posibil de obţinut în cazul utilizării oţelurilor slab aliate de construcţie STAS 791—80, la grosimi comparabile 60—100 mm, se poate constata că sînt superioare oţelurilor de largă utilizare 40Cr10, 41MoCr11, apropiindu-se sensibil de cele ale oţelului 30MoCrNi20.

A fost analizată pe o fontă cu grafit nodular, asemănătoare compoziţional cu cea prezentată cu simbolul „GGG 100", influenţa grosimii de perete asupra proprietăţilor mecanice statice şi dinamice după călire a izotermă.

Nu se precizează regimul termic aplicat ci doar intervalul de temperaturi recomandat de 300—400°C şi temperatura de austenitizare de 900°C.

În tabelul 4 sînt indicate valorile medii ale proprietăţilor mecanice obţinute pe 3—8 epruvete, prelevate din probe sau piese cu grosimi variabile, după călire izotermă.

Se poate remarca slaba influenţă pe care o are grosimea pereţilor piesei turnate asupra proprietăţilor de rezistenţă şi tenacitate. Raportul dintre rezistenţa la oboseală la ciclul alterat simetric şi rezistenţa la curgere se situează în limitele 0,37 şi 0,4, fiind apropiată de cea a oţelurilor de îmbunătăţire slab aliate (0,48).

Se remarcă însă că valorile rezistenţei la oboseală sînt cu 75—85% mai mici decît cele ale oţelurilor de îmbunătăţire slab aliate de largă utilizare.

Acest dezavantaj poate fi compensat prin faptul demonstrat practic pe epruvete prelevate din piese turnate cu grosime de 70 mm, şi anume că fontele cu grafit nodular călite izoterm au o sensibilitate la creştere mai mică decît cea a oţelurilor 0,387 faţă de oţelul 0,4—

Tabelul 3

Proprietăţile mecanice obţinute prin călire izotermă la 845°C şi temperatură de menţinere de 370°C

Regim de călire izotermă, 845°C		*Rm*, N/mm²	$Rp_{0,2}$, N/mm²	*A*, %	Rezilienţa, J	Duritatea	
Temperatura	Durata, h					*HB*	*HRC*
370°C	0,5	917	593	12,1	111	290	31
	1	944	662	11	150	290	31
	1,5	986	731	9,7	171	297	32
	2	1020	731	11,5	141	305	33
	4	903	696	10	149	297	32
	8	1000	752	12,4	126	313	34

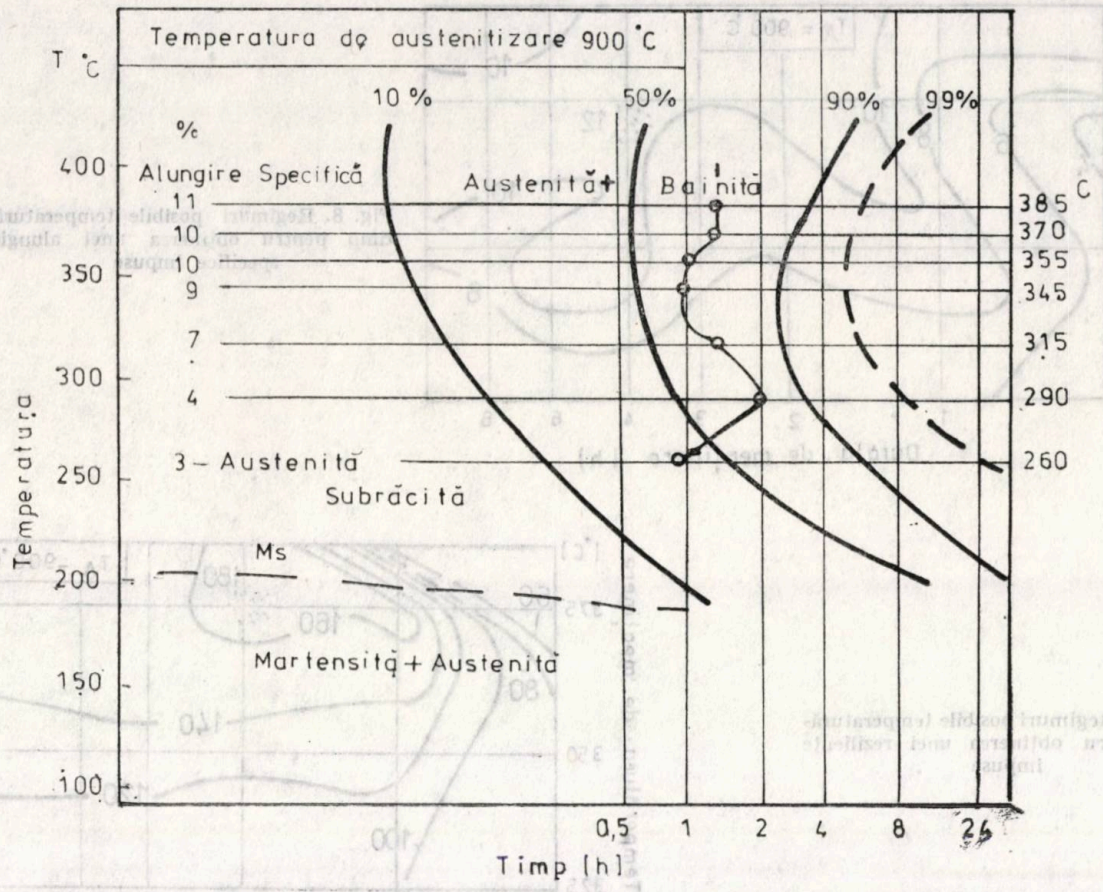


Fig. 7. Diagrama TTT pentru o fontă cu grafit nodular cu 1,5% Ni și 0,3% Mo și modul de obținere a alungirilor maxime la fiecare temperatură de menținere izotermă

Tabelul 4

Influența grosimii peretelui piesei asupra proprietăților mecanice

Grosimea de perete, mm	*Rm*, N/mm²	$Rp_{0,2}$, N/mm²	σ–1 Rezistența la oboseală, 10cicluri, N/mm²	Av %	Duritatea *HB*	Reziliența, *DVM* J
40	1092	787	420	7	347	11,2
70	–	–	400	–	–	–
100	925	662	370	6	293	9,8
200	867	632	350	5,5	300	9,8

0,7. Prin sensibilitate la cretare se înțelege raportul dintre coeficientul efectiv de concentrare, care ține seamă de forma concentratorului, și coeficientul teoretic de concentrare

$$\beta_R = \frac{\sigma - 1}{\sigma - 1K}.$$

Influența dimensiunii microporozităților și a dimensiunii medii ale separărilor de grafit existente în masa metalică bainito-austenitică asupra rezistenței la oboseală este prezentată în figura 10.

Diagrama spațială, care ia în considerare doi factori mai importanți, de care depinde mărimea rezistenței la oboseală a fontelor cu grafit nodular, indică variații mari ale acestor caracteristici, atunci cînd condițiile de elaborare și turnare nu sînt respectate.

S-au făcut încercări pentru determinarea temperaturii de tranziție, la care caracterul tenace al ruperii este înlocuit de cel fragil; s-a constatat că valorile rezistenței rămîn ridicate pînă la 10–40°C. În figura 11 se

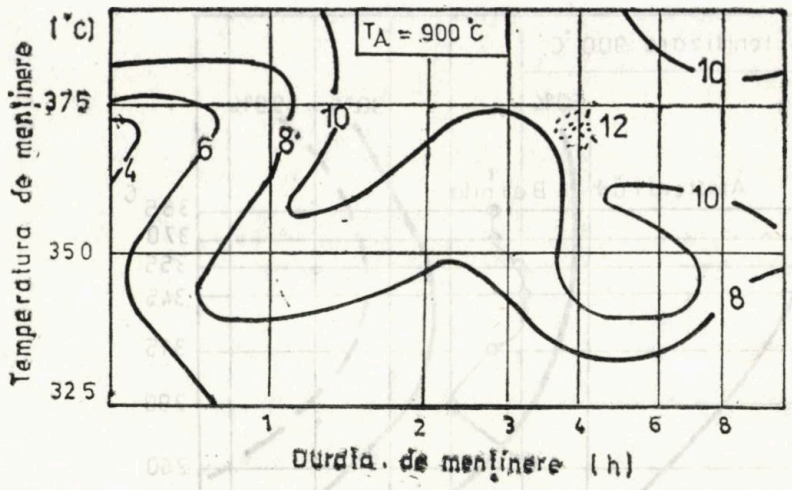


Fig. 8. Regimuri posibile temperatură-timp pentru obținerea unei alungiri specifice impuse

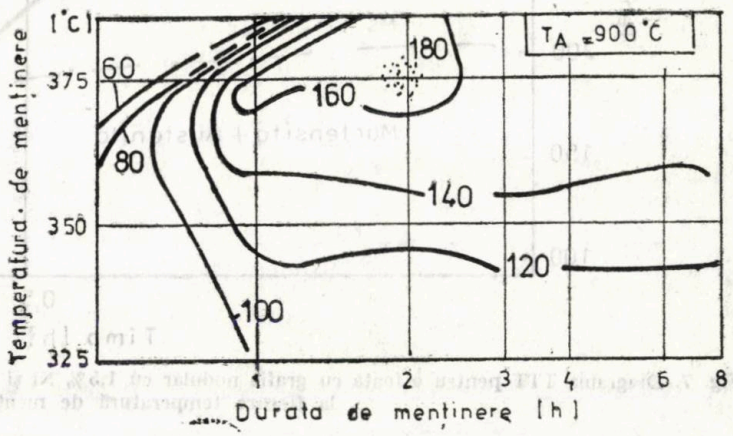


Fig. 9. Regimuri posibile temperatură-timp pentru obținerea unei rezilienţe impuse

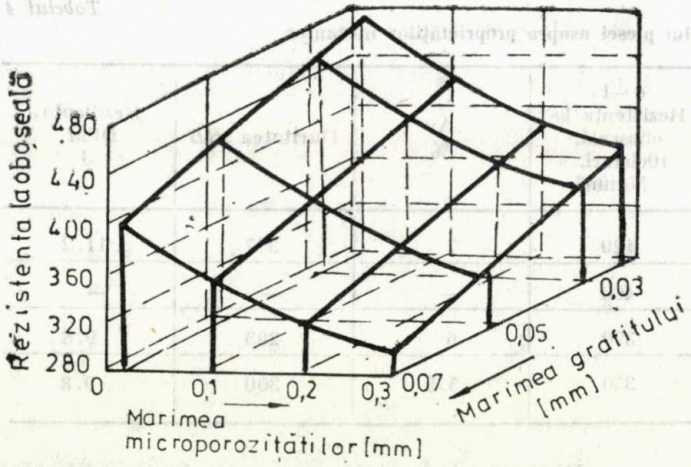


Fig. 10. Diagramă spaţială pentru determinarea rezistenţei la oboseală în funcţie de calitatea fontei cu grafit nodular elaborate

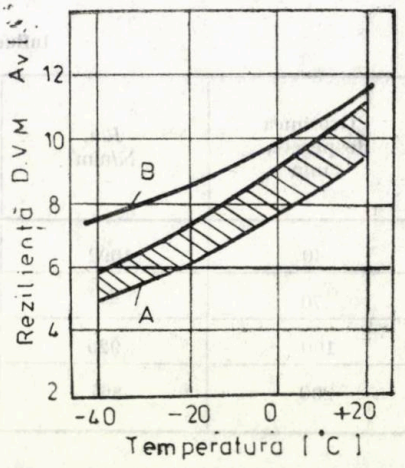


Fig. 11. Variaţia rezilienţei în funcţie de temperatura de încercare

prezintă rezultatele obţinute pe fonte fără utilizarea unor măsuri speciale la elaborare şi turnare „A" şi după aplicarea unor procedee metalurgice suplimentare „B".

De o deosebită importanţă pentru materialele metalice de înaltă rezistenţă este modul de propagare a fisurii, expresie a tenacităţii ruperii, notată prin parametrul K_{IJ} sau K_{IC} în funcţie de metoda de încercare folosită.

Utilizîndu-se norma ASTM E–399, s-au supus încercării epruvete cu fisuri la oboseală preexistente — obţinute înaintea cercetării propriu-zise — avînd o lungime relativă $a/w =$

0,6, unde a este lungimea fisurii, iar w — grosimea epruvetei.

Pentru determinarea tenacităţii ruperii, aceste epruvete fisurate au fost încercate în mod treptat, determinîndu-se energia de rupere (J_{IC}) la care fisura devine instabilă, provocînd ruperea.

Coeficientul tenacităţii ruperii s-a calculat cu relaţia $K_{IJ} = \sqrt{E \cdot J_{IC}}$, iar încercarea s-a efectuat la trei temperaturi distincte. S-au obţinut următoarele valori: la + 20°C K_{IJ} = 2 200 la $N \cdot mm^{-3/2}$; −20°C, K_{IJ} = 1830 $N \cdot mm^{-3/2}$ şi la −40°C, K_{IJ} = 1780 $N \cdot mm^{-3/2}$. Valorile măsurate la −40°C sînt surprinzător de înalte, apropiate de cele obţinute la temperatura camerei, ceea ce recomandă utilizarea acestor aliaje la fabricarea pieselor ce lucrează în condiţii de temperatură scăzute.

Toate încercările mecanice, statice sau dinamice efectuate atrag atenţia asupra posibilităţilor de utilizare largă şi economică a acestor fonte în locul oţelurilor de îmbunătăţire slab aliate forjate.

Faptul că aceste fonte au o greutate specifică cu 10% mai scăzută oferă avantajul redimensionării sau ranforsării pieselor ce suferă schimbarea de material, astfel încît greutatea să rămînă neschimbată.

Concluzii

Printr-o structură bainito-austenitică, obţinută prin controlul temperaturii şi al duratei de austenitizare, respectiv al temperaturii şi al duratei de menţinere în treapta transformării izoterme bainitice, fontele cu grafit nodular suferă o combinaţie avantajoasă de rezistenţă şi tenacitate.

Fiecărei calităţi de fontă cu grafit nodular, cu o bună densitate a grafitului, lipsită de carburi intercelulare şi microporozităţi, îi corespunde un regim optim de călire izotermă care asigură transformările necesare obţinerii unei tenacităţi ridicate, rezistenţe la rupere şi la oboseală.

Fontele cu grafit nodular nealiate pentru piese cu pereţi subţiri şi slab aliate pentru piesele cu pereţi groşi asigură, la regimuri caracterizate prin temperatura de austenitizare de 850—900°C (1—2h) şi printr-o răcire izotermă în băi de sare cu temperaturi de 350—380°C, cu o durată de menţinere de 1,5—2h, o rezistenţă minimă la rupere R_m = 1000 N/mm², o limită de curgere de minimum 700 N/mm² la o alungire specifică de minimum 5—7%.

Rezistenţa la oboseală ridicată de 340—430 N/mm² la 10^7 cicluri alternant simetrice face ca aceste fonte să înlocuiască oţelurile de îmbunătăţire slab aliate în multe ansambluri şi subansambluri.

Fonta cu grafit nodular tenace şi-a găsit utilizarea în diverse domenii ale construcţiei de maşini. Astfel, se execută în prezent roţi dinţate pentru antrenarea cajelor de laminor, arbori cotiţi la autovehicule puternic solicitate (Volvo, Mercedes, Leyland), suporţi de arc Saab-Scania, bucşe de articulaţii, saboţi de frînă, roţi de vagoane şi locomotive de manevră, discuri de frînă, roţi de macara, roţi de antrenare cu lanţ, matriţe mari pentru presare la rece etc.

Solidificarea dirijată: eroarea (statică) și corectarea (dinamică) a metodei cercului expansiv înscris

Prof. dr. ing. C. Wanyorek

CZ: 621.746.62

Prin realizarea solidificării dirijate de la una din extremitățile piesei turnate către extremitatea cealaltă, se urmărește expulzarea retasurii din corpul piesei și localizarea ei în maselotă.

Metoda cercului, respectiv a sferei înscrise, cu diametre continuu crescătoare, ca metodă de proiectare, constructivă și tehnologică, a pieselor turnate, este departe de a reprezenta a soluție ideală, corectă, întrucît principiul primitiv-intuitiv al solidificării părților mai groase în urma celor mai subțiri, principiu care stă la baza metodei cercului expansiv înscris și la baza noțiunii de nod termic, în sensul de îngroșare materială și implicit de acumulare termică, pretinde, pentru a fi pe deplin valabil și corect aplicabil, ca la sfîrșitul procesului de umplere a formei, temperatura metalului lichid să fie aceeași în toate punctele formei, înțelegînd aici prin *formă* ansamblul lichid constituit din rețeaua de turnare, piesa lichidă propriu-zisă și maselotele, indiferent de grosimea locală a acestor elemente.

Această condiție nu este niciodată strict realizabilă, nici teoretic, nici practic — nici chiar în ipoteza, nerealistă, a umplerii instantanee. Nepotrivirea se datorește faptului că umplerea nu este un proces static, ci un proces dinamic, datorită căruia se produce fenomenul denumit *efectul termic dinamic* al curentului de metal lichid. Acest efect se manifestă în decursul procesului de umplere a formei de turnare cu metal lichid, în timp ce metalul lichid parcurge forma, de la punctul de alimentare spre extremitatea ei tehnologică.

Apariția efectului termic dinamic se datorește schimbului de căldură care are loc între metalul lichid în mișcare și pereții formei.

Efectul termic dinamic determină răcirea dinamică a lichidului de-a lungul axului său de mișcare prin interiorul formei. Răcirea metalului este cu atît mai intensă cu cît a fost mai lungă distanța parcursă de metalul lichid, începînd cu punctul de alimentare.

În consecință, în extremitatea tehnologică a formei va pătrunde vîrful rece al metalului lichid, acela care a parcurs drumul cel mai lung prin interiorul formei și care a suferit răcirea cea mai intensă. Materialul lichid s-a încărcat cu viscozitate mare, fluiditate redusă, conținuturi de impurități ca: gaze, zgură, resturi de materiale de formare, generatoare de defecte care pot reduce sau anula valoarea produsului turnat, motiv pentru care vîrful rece trebuie scos din forma piesei și dirijat în răsuflătoare sau maselote.

Același efect termic dinamic determină încălzirea dinamică a pereților formei. Această încălzire a pereților întîrzie răcirea metalului lichid conținut, cu atît mai mult cu cît încălzirea este mai intensă. Prin aceasta, gradul de încălzire a pereților formei devine un factor de influență de prim ordin pentru modul cum se va desfășura, în continuare, procesul de răcire-solidificare a piesei lichide după terminarea procesului de umplere a formei cu metal lichid.

Încălzirea dinamică a pereților formei, a unei unități de suprafață a acestor pereți, este cu atît mai intensă, cu cît temperatura metalului lichid cu care vin în contact este mai ridicată, așa încît cantitatea de metal lichid care se scurge peste respectiva unitate de suprafață de perete a formei va fi mai mare. Pentru ambele cazuri, unitatea de suprafață luată în considerare va fi situată mai aproape de punctul de alimentare. Datorită dinamicii procesului de umplere, atît temperatura metalului cît și debitul său vor avea valorile cele mai ridicate, ambele valori scăzînd apoi progresiv de-a lungul axului de mișcare a metalului lichid, atingînd valorile minime la extremitatea tehnologică a formei.

Alura curbei reprezentînd variația temperaturii pereților formei (vtp) reflectă, la un nivel mai scăzut, alura curbei de variație a temperaturii metalului lichid (vtm), ambele mărimi fiind determinate în momentul terminării procesului de umplere. Tendința de variație a ambelor mărimi poate fi reprezentată printr-o curbă unică, curba de variație a intensității efectului termic-dinamic (vtd) în lungul axului de mișcare.

Datorită specificului dinamic al procesului de încălzire a pereților formei, secțiuni subțiri ale piesei lichide, dar parcurse în decursul procesului de umplere de cantități mari de metal lichid foarte cald (ca de pildă punctul de alimentare, prin care trece practic întreaga cantitate de metal lichid turnată, avînd totodată și temperatura maximă), vor avea pereții formei foarte calzi și izolatori, mult mai calzi și mai izolatori decît pereții unor secțiuni ale piesei lichide mai largi și mai groase, dar parcurse, în decursul procesului de umplere, de cantități de metal lichid sensibil mai mici și mult mai reci (ca, de pildă, vîrful rece al metalului lichid în momentul cînd pătrunde în extremitatea tehnologică a formei de turnare, sau în maselote).

Aceste zone înguste dar foarte calde (atît lichidul cît și pereții) se vor răci și solidifica

în urma celor mai largi dar mai reci, dezavantajate de procesul termic-dinamic, primele putînd servi, în decursul procesului de răcire-solidificare a piesei lichide, drept rezervoare de metal lichid, capabile să alimenteze zonele mai reci din jur, în timpul solidificării acestora.

Aceste zone ale piesei lichide, înguste, dar care, datorită efectelor recirculației lichide, foarte calde, numite *noduri termice dinamice* (ntd) tip punct de alimentare spre a le deosebi de nodurile termice clasice numite *noduri termice statice* sau *geometrice* (ntg) care se disting exclusiv de restul piesei. Acestea se deosebesc prin superioritatea lor dimensională, prin compactitatea de masă, constituind tipul de maselotă corespunzător principiului static, geometric, al cercului expansiv înscris.

Ambele genuri de noduri termice constituie rezervoare de metal lichid potrivite pentru alimentarea unor zone mai reci ale piesei lichide, ambele putînd duce atît la formarea de goluri de contracție, interne sau externe, la generarea de fisuri, crăpături, porozități, la deformări geometrice ,cît și la crearea unei stări de tensiune internă reziduală, defavorabilă pentru comportarea pieselor turnate în condițiile solicitărilor dinamice (fig. 1 și 2).

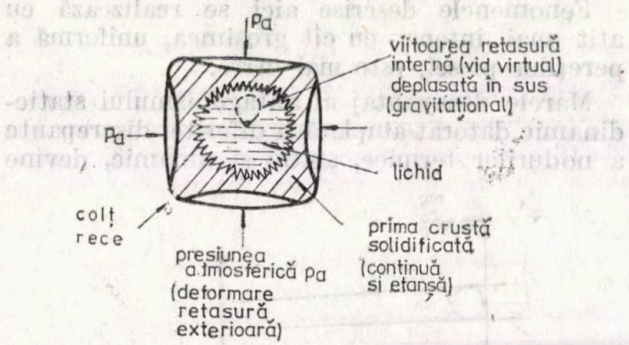


Fig. 1. Solidificarea aliajelor în peretele piesei turnate

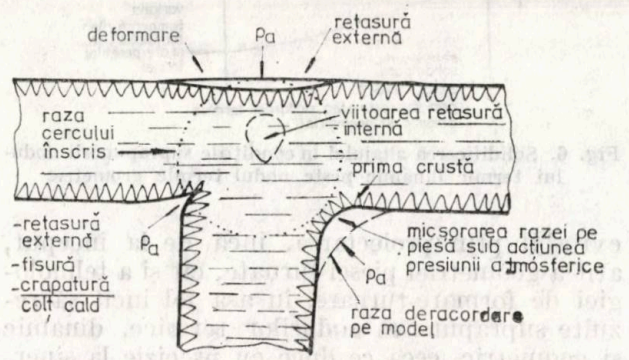


Fig. 2. Formarea retasurii în nodul termic

Este evident că, într-o formă de turnare proiectată exclusiv în funcție de principiul static, geometric al cercului expansiv înscris, este posibilă generarea atît de noduri termice geometrice, cît și de noduri termice dinamice, amplasate fiecare în puncte diferite (fig. 3).

Suprafața liberă a metalului lichid și viteza lui de ridicare în decursul umplerii influențează, atenuează sau accentuează distribuția neuniformă a temperaturilor în decursul procesului de umplere și de solidificare și implicit plasarea și distribuția retasurilor, făcînd recomandabilă umplerea și viteza de ridicare rapidă și o poziție de turnare adecvată acestui scop. (fig. 4).

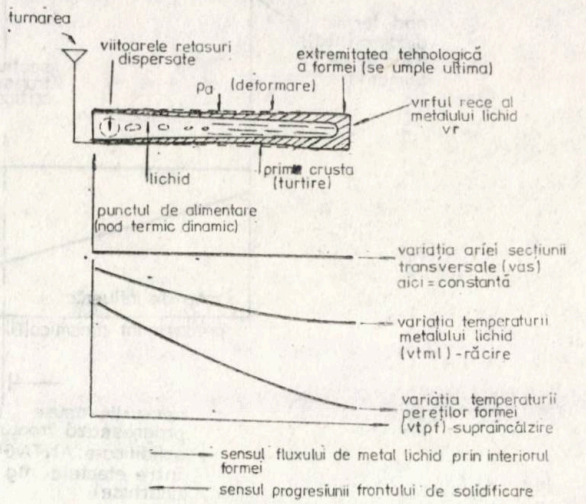


Fig. 3. Variația temperaturii și a frontului de solidificare pe lungimea cavității formei

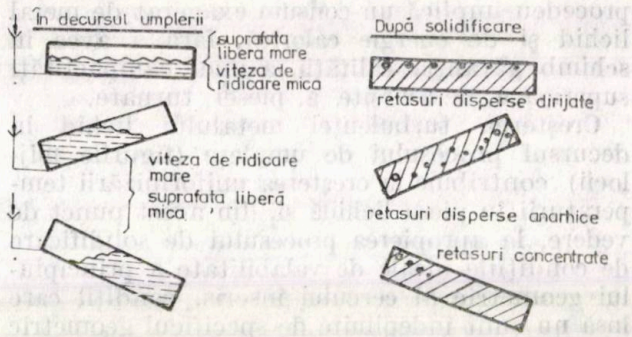


Fig. 4. Influența poziției de turnare asupra repartiției retasurii

Solidificarea metalului lichid, conținut la finele umplerii în forma turnată, va progresa, în funcție de temperatura locală a metalului, de la zonele mai reci către zonele mai calde. Amplasarea diferită a nodurilor termice, statice și dinamice, va duce la fluxuri de metal lichid orientate către fronturile de solidificare antagoniste, fluxuri care se contracarează, iar efectul celor două genuri de noduri termice slăbește. În această situație se crează un risc major de formare de retasuri, în locuri nedorite și neprevăzute, ceea ce poate impune, uneori, ca o încercare de remediere, aplicarea unor maselote foarte mari, supradimensionate (fig. 5), prin care se urmărește realizarea, datorită volumului important de metal lichid absorbit de maselotă, o intensificare a circulației prin interiorul formei și prin aceasta o oarecare

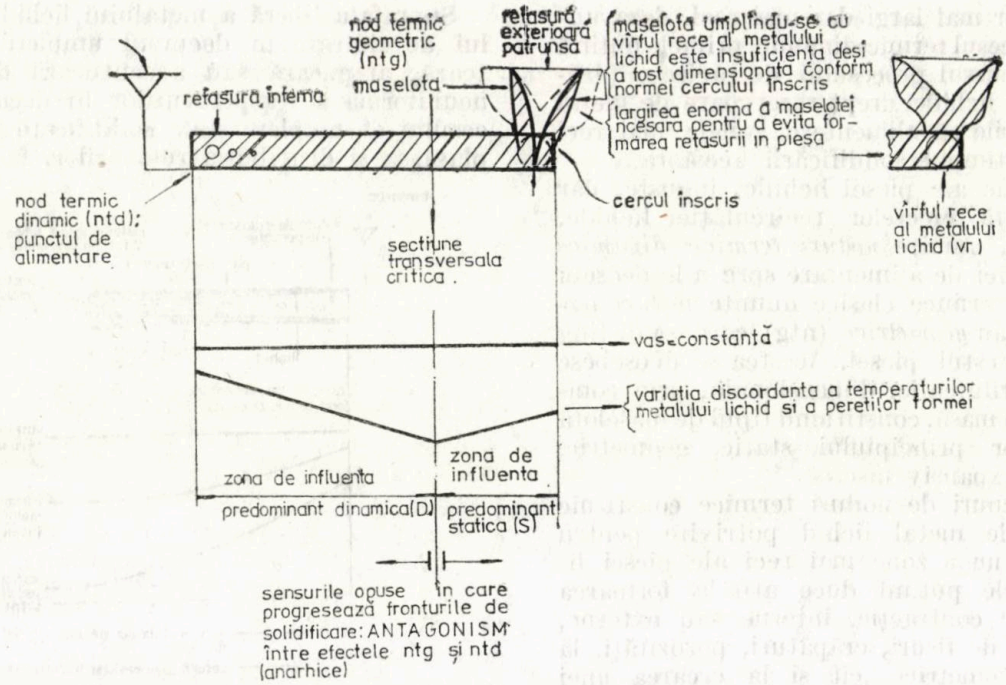


Fig. 5. Variaţia temperaturii în peretele piesei în condiţiile nesuprapunerii nodului termic dinamic peste nodul termic geometric

nivelare a temperaturii în interiorul piesei lichide, devenită o anexă a maselotei. Acest procedeu implică un consum exagerat de metal lichid şi de energie calorică, fără a avea în schimb garanţia calităţii, a unei campactităţi superioare desăvîrşite a piesei turnate.

Creşterea turbulenţei metalului lichid în decursul procesului de umplere (figurile mijlocii) contribuie la creşterea uniformizării temperaturii în piesa lichidă şi, din acest punct de vedere, la apropierea procesului de solidificare de condiţiile ideale de valabilitate a principiului geometric al cercului înscris, condiţii care însă nu sunt îndeplinite de specificul geometric al pieselor cu pereţi de grosime uniformă — rezultînd în final, o solidificare oarecum simultană, nedirijată, asociată cu o distribuţie neorientată, dispersată, anarhică, a(micro)retasurilor.

Stratificarea procesului de umplere, în condiţiile unei scurgeri laminare (figurile inferioare) favorizează, din contră, o distribuţie mai dinamică, neuniformă a temperaturilor în piesa lichidă şi, prin aceasta, realizarea unei solidificări oarecum dirijate, cu tendinţa de a forma noduri termice dinamice avînd drept consecinţă o distribuţie mai orientată şi mai concentrată a retasurilor, către punctul de alimentare şi în susul piesei.

Cînd regimul laminar este asociat cu o viteză de ridicare foarte mică (figurile superioare), efectul termic dinamic, de direcţionare a proceselor, este foarte slab, retasurile fiind dispersate şi întinse la faţa superioară a pereţilor piesei.

Fenomenele descrise aici se realizează cu atît mai intens, cu cît grosimea, uniformă a pereţilor piesei, este mai mare.

Marele dezavantaj al antagonismului static-dinamic datorat amplasării diferite, discrepante a nodurilor termice, static şi dinamic, devine

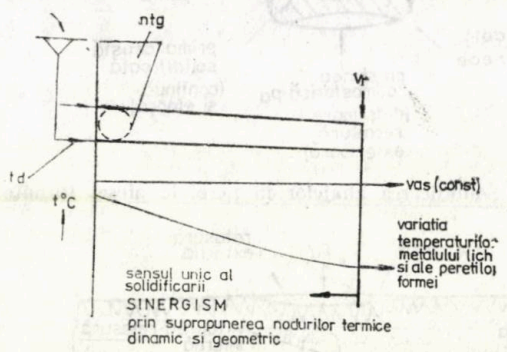


Fig. 6. Solidificarea aliajului în condiţiile suprapunerii nodului termic dinamic peste nodul termic geometric

evitabil prin proiectarea, încă de la început, atît a geometriei piesei turnate, cît şi a tehnologiei de formare-turnare, în aşa fel încît să rezulte suprapunerea nodurilor termice, dinamic şi geometric, ceea ce duce cu precizie la sinergism prin suprapunerea, întărirea reciprocă a efectelor ambelor tipuri de noduri termice şi prin realizarea unui sens unic de dezvoltare a procesului de solidificare, a solidificării dirijate, garantîndu-se astfel obţinerea unor piese turnate de înaltă calitate, compactitatea lor putînd fi comparabilă cu compactitatea pieselor matriţate, faţă de care piesele turnate în aceste

condiţii oferă proprietatea unei structuri izotrope prin lipsa fibrajului, ceea ce, în unele cazuri, poate constitui un avantaj. Se obţin rezultate excelente, concomitent cu realizarea de consumuri minime de metal lichid şi de energie calorică.

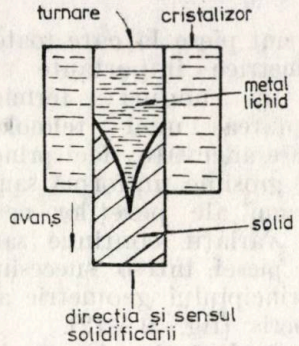


Fig. 7. Solidificarea aliajului în condiţiile turnării continue

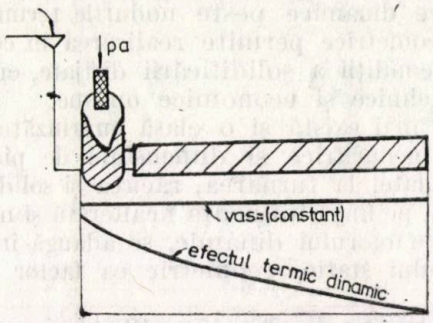


Fig. 8. Variaţia temperaturii în cazul folosirii maselotelor oarbe laterale aplicate pe nodurile termice geometrice

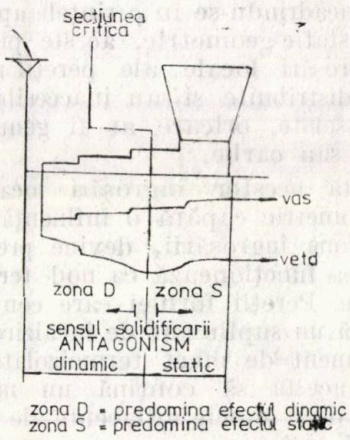


Fig. 9. Apariţia defectelor datorită nesuprapunerii nodurilor termice, dinamic şi geometric

Trebuie subliniat faptul că, în vederea realizării practice a suprapunerii dorite, sensul în care metalul lichid parcurge forma are o importanţă hotăritoare (fig. 9—12).

În cazul turnării continue (fig. 7), suprapunerea efectelor, static şi dinamic, este realizată la o scară ideală. Suprapunerea celor două tipuri de noduri termice se realizează şi prin aplicarea metodei de formare-turnare cu maselote oarbe laterale (aplicate pe nodurile geometrice ale piesei), respectivele maselote aflîndu-se sub acţiunea presiunii atmosferice, totodată ele fiind alimentate direct din reţeaua de turnare cu metalul lichid cel mai cald, metoda MOLPAD*, indicată pentru turnarea aliajelor care prezintă contracţii de solidificare importante : oţelul, fonta cu grafit sferoidal, aliajele aluminiului (fig. 3—8).

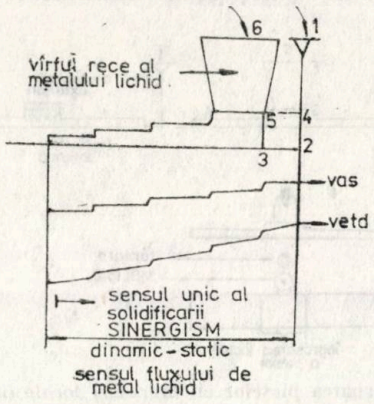


Fig. 10. Compactitatea ridicată şi absenţa defectelor interne-externe, consum redus de metal şi de căldură prin suprapunerea nodurilor termice, geometric şi dinamic, cu variantele de umplere: $a = 1-2-3$; $b = 1-4-5$; $c = 6$, ultima, turnarea directă în maselotă, fiind cea mai avantajoasă din punct de vedere termic-dinamic şi economic

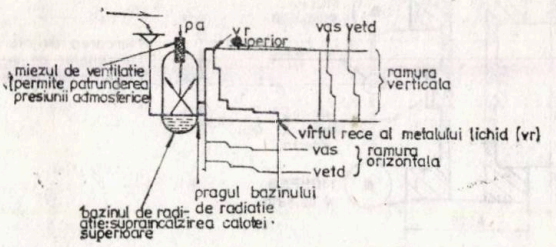


Fig. 11. Turnarea cu maselote oarbe laterale, aplicate pe nodurile termice geometrice ale piesei

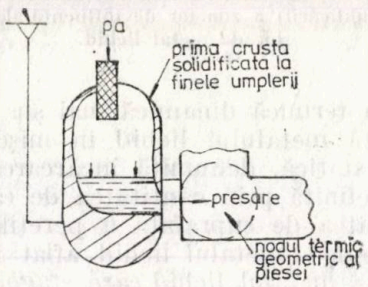


Fig. 12. Funcţionarea maselotelor MOLPAD

Adoptarea conceptului dinamic în analizarea procesului de umplere cu metal lichid a formelor de turnare a permis înţelegerea formării şi a modului de distribuţie diferenţiat, inegal, a cîmpului termic din interiorul piesei lichide, ca o consecinţă a dinamicii fluxului de metal

* Indicaţii tehnologice complete în lucrarea autorului: *Solidificarea intensiv dirijată*, Metalurgia, R.S.R., 15, 1963, nr. 11, p. 629—634

lichid, implicînd atît influența temperaturii și a debitului local al metalului lichid cît și influența temperaturii și prin aceasta a efectului termoizolator local al pereților formei.

Pe lîngă factorul termic dinamic se ia în considerare și un factor termic static, încît ceea ce se poate denumi încărcarea termică totală a unității de suprafață a pereților formei cu care metalul lichid vine în contact cuprinde, în afară de fracțiunea dinamică, denumită

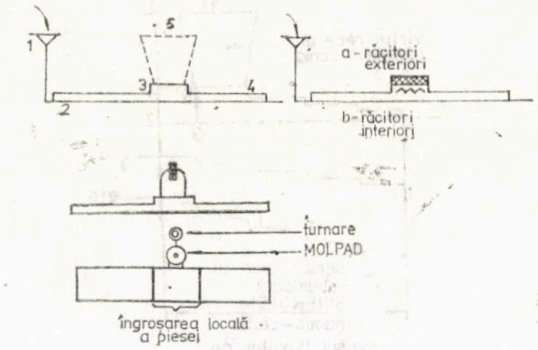


Fig. 13. Turnarea pieselor cu îngroșări locale (incompatibile cu aplicarea regulii cercului expansiv înscris), fie cu maselotare în variantele: $a = 1-2-3-4$; $b = 4-3-2-5$; c = MOLPAD, fie prin egalizarea îngroșării locale prin folosirea răcitorilor externi sau interni

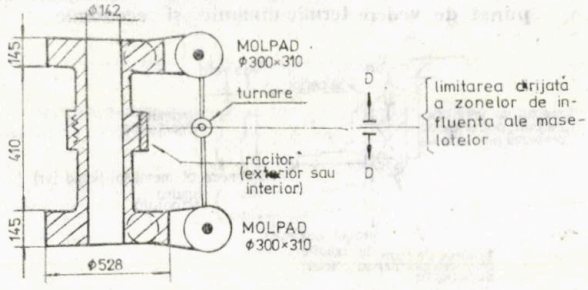


Fig. 14. Flanșă dublă de înaltă presiune, turnată din oțel cu două maselote MOLPAD de Ø 300×390, folosindu-se, eventual, răcitori exteriori cu scopul delimitării riguroase (în perioada solidificării) a zonelor de influență ale rezervoarelor de metal lichid.

încărcarea termică dinamică mai sus analizată și datorată metalului lichid în mișcare, și o fracțiune statică, denumită încărcarea termică statică, definită prin cantitatea de căldură pe care unitatea de suprafață a pereților formei o primește de la metalul lichid aflat în nemișcare, de la metalul lichid care stagnează între pereții formei după ce umplerea s-a terminat. Acest flux de căldură, fluxul de căldură static, curge începînd din momentul terminării umplerii și pînă la solidificarea completă a metalului lichid conținut în formă.

Încărcarea termică statică își adaugă efectul termoizolant, care întîrzie solidificarea la efectul termoizolant al încărcării termice dinamice. Efectul static este proporțional cu grosimea locală a piesei lichide. Prin această însumare, contribuie la influențarea modului de desfășurare a procesului de răcire-solidificare a piesei turnate.

Există o clasă cuprinzătoare de forme geometrice și dimensiuni de piese, zise regulate, la turnarea, răcirea și solidificarea cărora influența factorului dinamic este covîrșitoare, în schimb influența factorului static este minoră.

Acestea sînt piese la care toate nodurile termice geometrice importante sînt accesibile acoperirii cu noduri termice dinamice, prin adoptarea unei tehnologii de formare-turnare adecvate, deci principial în cazul pieselor de grosime uniformă sau și al pieselor avînd grosimi ale pereților neuniforme, dar prezentînd variații continue sau etajate ale secțiunilor piesei într-o succesiune favorabilă aplicării principiului geometric al cercului expansiv înscris (fig. 9–12).

La această clasă de piese realizarea consecventă a principiului suprapunerii nodurilor termice dinamice peste nodurile termice statice-geometrice permite realizarea în cele mai bune condiții a solidificării dirijate, cu rezultate tehnice și economice optime.

Dar mai există și o clasă cuprinzătoare de forme geometrice și dimensiuni de piese zise neregulate, la turnarea, răcirea și solidificarea cărora, pe lîngă influența nealterată și nemicșorată a factorului dinamic, se adaugă influența factorului static, geometric ca factor perturbator.

La acest tip de piese (fig. 13), grosimea pereților este neuniformă, dar succesiunea secțiunilor de grosimi diferite este neregulată, neetajată, neîncadrîndu-se în cerințele aplicării principiului static-geometric, aceste piese prezentînd îngroșări locale ale pereților, îngroșări anarhic distribuite și/sau inaccesibile aplicării unor maselote, oricare ar fi genul acestora, deschise sau oarbe.

Datorită acestor îngroșări locale factorul static-geometric capătă o influență care, limitată la zona îngroșării, devine predominantă. Îngroșarea funcționează ca nod termic static-geometric. Pereții formei care conțin îngroșarea suferă un supliment de încălzire și implicit un supliment de efect termoizolator, ceea ce face ca acesta să conțină un metal lichid mai cald decît zonele adiacente ale formei, mai subțiri și mai reci, pe care îngroșarea le va alimenta în decursul răcirii și solidificării acestora. Acest proces eclipsează local influența factorului dinamic, împiedică realizarea, generalizată pe ansamblul piesei, a solidificării dirijate, compromițînd, parțial sau total, calitatea produsului.

Remedierea impune fie desființarea îngroșării locale printr-o reproiectare a piesei turnate, fie coborîrea temperaturii locale a metalului lichid stagnat în îngroșare, pentru egalizarea temperaturii acestuia cu temperatura

din zonele învecinate, mai subțiri și mai reci, prin mijloace cunoscute : răcitori interiori sau exteriori, amestecuri de formare cu capacitate de răcire superioară, utilizate local (fig. 13).

Prin proiectarea unor astfel de artificii este posibil a se realiza, în caz de nevoie, o delimitare strictă a zonelor de influență ale rezervoarelor potențiale de metal lichid (noduri termice, statice sau dinamice), active în decursul solidificării. Prin aceasta devine posibilă realizarea solidificării dirijate zonal (fig. 5, 9 și 14).

Figurile alăturate și textele explicative ale acestora reprezintă complectări esențiale ale acestei prezentări.

Este evident că ideal ar fi fost ca toată teoria expusă mai sus să fie concretizată și cantitativ, să se descrie analitic, prin calcule concrete, modul de generare și variația cîmpului termic în fiecare punct al piesei lichide și în fiecare moment al procesului de umplere-răcire-solidificare — pentru fiecare caz particular de piesă turnată. Datorită varietății nelimitate a formelor și dimensiunilor pieselor turnate, problema pare greu sau aproape imposibil de rezolvat, în afară de cazul formelor și dimensiunilor cu totul simple, elementare, prototipice.

Dar și fără posibilitatea concretizării cantitative pentru fiecare caz particular în parte, înțelegerea calitativă adîncă a proceselor termice complexe care au loc în decursul umplerii, răcirii și solidificării pieselor turnate poate să rezolve atît proiectarea primară a pieselor turnate și apoi a tehnologiei de formare-turnare aferente, cît și să permită analizarea, înțelegerea și remedierea unor rebuturi datorate unor deficiențe în proiectare și/sau în executarea proceselor tehnologice de turnare — scopul final al acestei lucrări fiind acela de a constitui un instrument de lucru care să contribuie esențial la realizarea de produse turnate de înaltă calitate, obținute cu consumuri minime de metal lichid și de energie calorică.

Concluzii

Imperfecțiunile teoretice și practice fundamentale, principiale ale teoriei și practicii cercului înscris se pot elimina integrînd conceptul static (geometric) al cercului expansiv înscris, cu conceptul dinamic, definit prin căderea dinamică a temperaturii (atît a temperaturii metalului lichid cît și a temperaturii pereților formei) în lungul axului de mișcare a metalului lichid prin interiorul formei, drum parcurs în decursul procesului de umplere a formei cu metal lichid, de la punctul de alimentare pînă la extremitatea tehnologică a formei.

Integrarea dorită a conceptului static cu cel dinamic se realizează urmărindu-se metodic, prin tehnologia de formare-turnare aleasă și eventual și printr-o convenabilă și prealabilă proiectare sau reproiectare a formei și dimensiunilor piesei turnate, să se realizeze o suprapunere cît mai perfectă a nodurilor termice, geometrice și dinamice (eventual și cu cele chimice, obținute prin folosirea de prafuri termogene sau cu cele obținute prin izolarea termică a maselotelor cu materiale termofuge) obținîndu-se o solidificare strict și, la nevoie, zonal dirijată, avîndu-se în vedere importanța excepțională care revine, pentru realizarea practică a acestor deziderate, sensului în care metalul lichid parcurge forma de turnare.

În ceea ce privește realizarea solidificării zonal dirijate, acest proces se va concretiza prin separarea netă și previzibilă a zonelor de influență ale nodurilor termice, folosindu-se la nevoie, răcitori interni sau externi, plasați în dreptul secțiunilor critice, de contact, natural sau impus, între zonele de influență ale nodurilor termice cu scopul de a se realiza produse turnate de înaltă calitate, obținute cu consumuri minime de metal și de energie calorică și cu risc de rebutare minim. În această direcție se semnalează, pentru rezultatele superioare obținute, tehnologia de formare-turnare cu maselote laterale oarbe, puse sub presiune atmosferică și alimentată cu metalul cel mai cald direct din rețeaua de turnare, tehnologie cu deosebire indicată pentru turnarea aliajelor care prezintă contracții de solidificare importante : oțelurile, fontele cu grafit sferoidal, aliajele aluminiului.

Abstract

The ideal of directional solidification which cannot be accomplished by the geometrical statical) expansive-circle method, physically and scientifically wrong, claims after filling strict equality of temperature in all points of the liquid piece, respectless of its local thickness. The temperature field within the liquid piece is esentially influenced by the thermical and dynamical effect of the liquid metal flow along its moving axis through the mould, expressed by the progressive fall of temperature of the liquid, doubled by a local differentiated overheating of the mould walls with thermoisolating effect on the liquid metal contained by the mould. Higher local temperature and local flow of the metallic liquid determine the possible local generation of the ,,dynamical and thermical knots", even in local strait areas of the piece (such as the entry point), this kind of thermal knots having all the generally known qualities and disadvantages of thermal knots. Superposition of notsuperposition of dynamical, thermical knots over geometrical (dimensionally defined), statical and thermal knots determines synergism or antagonism of their relative effect on the directional solidification with intentional separation of their influence fields. The Molpad technology on the geometrical knots of the piece are laterally applied blind feeders, submitted to atmospheric pressure and supplied with the hottest liquid metal directly from the pouring gate. This technology seems to approach the ideal realization of the most intense directional solidification.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 3, 1987

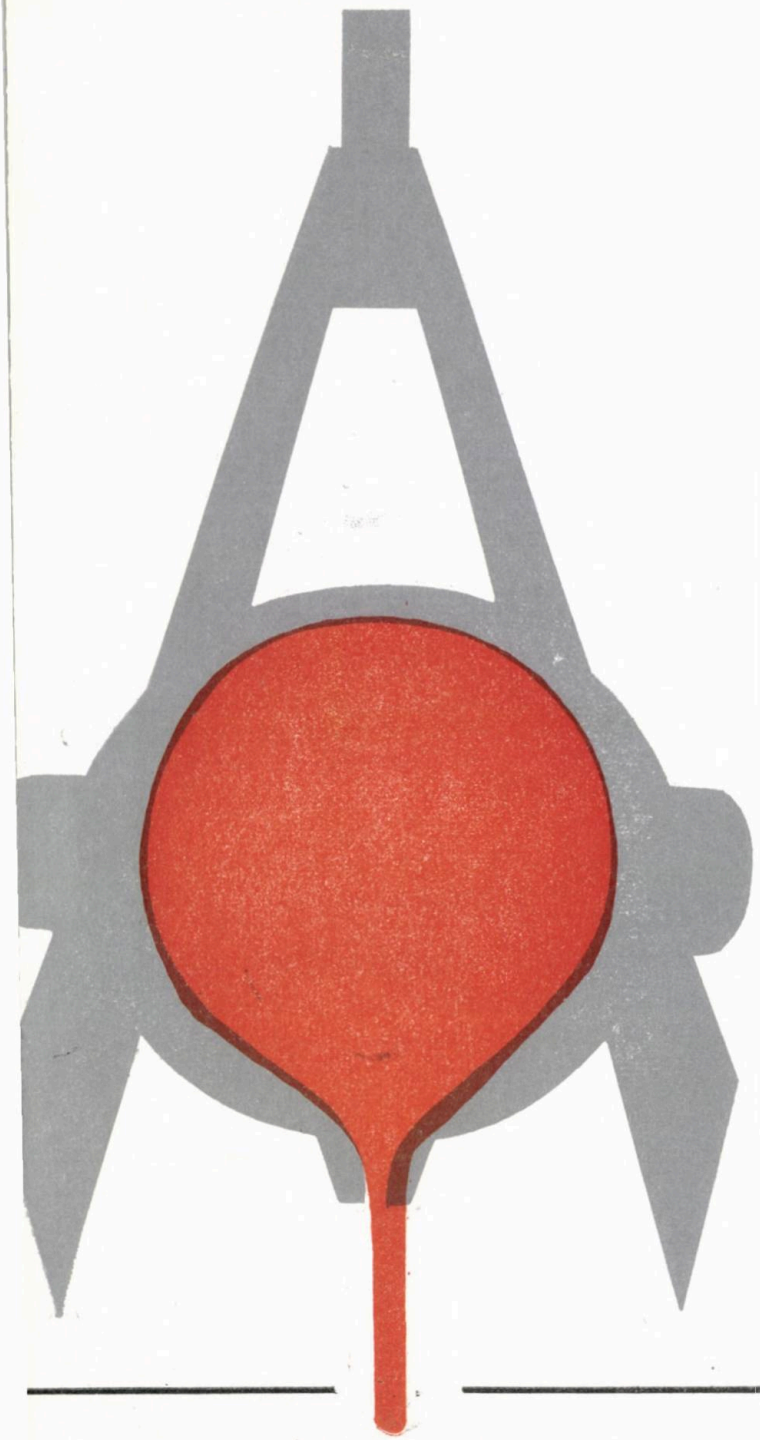
Deosebirile dintre proprietăţile unor cărbuni în funcţie de mărimea lor,p. 2 — Particularităţile transformărilor termochimice ale masei organice a huilelor în prezenţa substanţelor mezogenice carbon-hidrogen, p. 4 — Compararea diferitelor procedee de pregătire a şarjei pentru cocsificare, p. 8 — Influenţa factorilor constructivi şi tehnologici asupra densităţii şarjei de cărbune la brichetare, p. 11 — Cocsificarea şarjelor de cărbune brichetate parţial şi perspectivele introducerii acesteia la întreprinderile cocsochimice din U.R.S.S., p. 13 — Determinarea arderii cocsului în instalaţiile de stingere uscată, p. 17 — Regimul funcţionării spaţiului de sub boltă al camerelor de cuptor, p. 19 — Legătura dintre roaderea cocsului brichetă şi structura materialului său, p. 24 — Modificarea temperaturilor în zona de circulaţie a camerelor instalaţiilor de stingere uscată, p. 28 — Procedeu de prelucrare a apei concentrate amoniacale, p. 32 — Influenţa formei buncărului asupra vitezei de scurgere a încărcăturii de cărbune, p. 41 — Emailuri anticorosive din huile pentru protecţia conductelor subterane din oţel, p. 45 — Reproducerea rezultatelor încercărilor calităţii gudroanelor de huilă, p. 50 — Estimarea ecologică a procesului stingerii uscate a cocsului, p. 52 — Rezultatele utilizării industriale a acidului oxietilendifosforic pentru prelucrarea stabilizatoare a apei de recirculare, p. 55 — Utilizarea deşeurilor de la fabricile de îmbogăţire a cărbunilor din India, p. 61.

Iz. VUZ-Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S. nr. 3, 1987

Proprietăţile acid-bazice ale oxizilor şi legităţile lor la topirea prin contact, p. 1 — Viscozitate cinematică a aliajelor metalice amorfizate, p. 4 — Cercetări în domeniul forţelor superficiale în metalurgie, p. 7 — Cinematica reducerii oxizilor de metal în regim mixt, p. 12 — Determinarea concentraţiei de mangan în fontă după mărimea forţei electromotoare, p. 14 — Reducerea în fază solidă a amestecurilor înnobilate de minereu şi cărbune, p. 16 — Modelul matematic al repartizării temperaturilor în peletele din concentrate de compoziţie granulometrică diferită, p. 20 — Unele legităţi ale curgerii fontei şi zgurei din creuzetul furnalului, p. 22 — Automatizarea conducerii regimului gazodinamic al topirii în furnal, p. 25 — Probleme contemporane ale studierii proprietăţilor topiturilor pe bază de fier, p. 28 — Estimarea intensităţii amestecării pulsatorii la prelucrarea în afara cuptorului a topiturilor metalice, p. 35 — Studierea metalizării lăncilor de convertizor, p. 39 — Posibilitatea dezazotării oţelului cu amestecuri de zgură la rafinarea în afara cuptorului, p. 43 — Studierea hidrodinamicii metalului la vidarea în porţii, p. 47 — Influenţa temperaturii şi formei focarului de deformare asupra parametrilor laminării la rece a benzilor subţiri, p. 50 — Determinarea limitei de curgere a oţelurilor dintr-o familie de curbe de curgere, p. 54 — — Influenţa cîmpului de temperatură neuniform asupra modificării formei la laminarea benzii, p. 57 — Identificarea modelului matematic al procesului de laminare la rece reversibilă, p. 61 — Estimarea temperaturii laminării în cilindrii cu canale inelare, p. 64 — Studierea cîmpurilor de temperatură în procesele de presare directă a cilindrilor plini, p. 67 — Studierea procedeelor de creştere a calităţii produselor din pulberi de formă complexă, la presare, p. 71 — Studierea cîmpurilor de temperatură ale colacilor din oţel pentru rulmenţi la răcirea după laminarea la cald, p. 75 — Studierea refulării cilindrului din aliaj Al Mg6, prin utilizarea procedeului elementelor finite, p. 78 — Studierea analitică a posibilităţii apariţiei defectelor la fabricarea ţevilor fasonate, p. 82 — Elaborarea programului pentru calculul pe calculatorul electronic al comenzilor pentru semifabricatele de ţevi, p. 84 — Influenţa încălzirii reglabile a metalului în focarul deformării asupra efectelor de egalizare ale cajei de laminor, p. 87 — Repartizarea carbonului în stratul superficial al soluţiei solide, p. 91 — Determinarea roentgenografică a densităţii dislocaţiilor în oţelul 60H20, p. 94 — Influenţa deformării la cald a austenitei asupra caracterului descompunerii oţelului perlitic, p. 96 — Cinetica redistribuirii zonale a carbonului în semifabricatele de oţel, p. 99 — Structura şi proprietăţile acoperirilor gazotermice oţel molibden, p. 103 — Umectarea de către aliajele fierului a carburilor de titan şi siliciu, p. 108 — Modificarea grafitizantă a fontelor cu adaosuri cu conţinut de siliciu, p. 111 — Calculul solidificării direcţionate a pieselor cilindrice turnate cave, p. 115 — Procedeu de calcul automat al repartizării temperaturii şi neuniformităţii încălzirii pe înălţimea lingoului, p. 120 — Procedeu de control curent al uzurii căptuşelii refractare a cuptoarelor metalurgice, p. 122 — Studierea regimurilor asimilării incomplete a gazelor la insuflarea băilor metalurgice, p. 125 — Controlul regimurilor de temperatură al cuptoarelor continue, p. 132 — Asigurarea de programe a primei etape a sistemului automatizat de proiectare în termotehnica metalurgică, p. 135 — Perfecţionarea stimulării materiale a brigăzilor cu autofinanţare în metalurgie, p. 140 — Problema proprietăţilor superficiale ale topiturilor de fier-crom, p. 143 — Difuzia nichelului în topiturile sistemului germaniu-cupru, p. 144 — Influenţa naturii reducătorului asupra cineticii reducerii pentaoxidului de vanadiu, p. 145 — Modelul matematic al proceselor gazodinamicii în zona de topire a furnalului, p. 146 — Folosirea regimului de încărcare a furnalului cu masă variabilă pe ciclu, p. 147 — Elaborarea amestecului termogen ignigug antiexploziv, p. 148 — — Calculul modificării temperaturii oţelului lichid la introducerea ferotitanului şi ferovanadiului în oala de 12 t, p. 149 — Alegerea indicatorului de plasticitate al metalelor, p. 150 — Influenţa condiţiilor de viteză a deformării la rece asupra limitei de curgere a oţelului cu conţinut scăzut de carbon, p. 151 — Obţinerea de semifabricate cave pentru forjare, p. 152 — Problema modernizării laminoarelor reversibile de laminare la rece, p. 152 — Repartizarea fosforului în fonta de rezistenţă înaltă, la modificarea în oală şi în interiorul formei, p. 153 — Rezistenţa la fisurare a stratului azotat al oţelului de construcţii, p. 154 — Problema conducerii optime a proceselor termice la solidificarea pieselor turnate, p. 155 — Aerodinamica cuptorului electric cu clopot, pentru recoacerea tablei cu rezistenţă, p. 157.

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

E 3280

Kohászat

METALURGIA

R 1987 NOV 0 6
Referálva

9

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXIX • NR. 9 • SEPTEMBRIE 1987

centrozap

Societate de comerț exterior cu răspundere limitată

exportă în domeniul metalurgiei:

- secții complete
- linii tehnologice
- mașini și instalații
- subansamble pentru instalații metalurgice și cocsochimice
- servicii de construcție-montaj

Pentru informații detaliate vă rugăm să vă adresați Societății de comerț exterior cu răspundere limitată

CENTROZAP

ul. Mickiewicza 29
40-085 Katowice, R. P. Polonă
Telefon, 513-401; Telex: 0315771 cp pl

METALURGIA

Anul 39 Nr. 9 septembrie 1987

CUPRINS

Mircescu, I. și *Iacob, I.*: **Influența granulației și umidității șarjei asupra productivității baterillor de cocsificare cu încărcare în vrac** 413

Abagiu, A. și *Szabo, A.*: **Aspecte privind utilizarea lianților chimici în suspensie coloidală la obținerea produselor refractare cu caracteristici superioare** . . 418

Țocu, P., Iacoban, I. și *Lazăr, D.*: **Studierea influenței supragranulației minereurilor, calcarului și combustibilului asupra regimului de aglomerare** . . . 423

Petrescu, N., Ganovici, Lucia și *Brițchi, Mirela*: **Stadiul influenței compoziției electrolitului asupra purității cuprului rafinat prin electroliză cu curent inversat periodic** 427

Mustață, C.T.: **Preocupări pentru introducerea procedeelor de tratare a oțelului în afara agregatului de elaborare** 434

Răducanu, Doina: **Procedee noi de obținere a benzilor din oțel electrotehnic cu grăunți orientați** 439

Ulmanu, V., Marcu, M. și *Ispas, V.*: **Cercetări privind tehnologia sudării prin frecare cu aplicații în construcția utilajului petrolier** 442

Oprea, Fl., Pop Gh. T.: **Cercetări experimentale privind obținerea straturilor superficiale prin turnare** . . . 449

Ștefănescu, Fl.: **Procese fizice care au loc la vibrarea aliajelor turnate. Efecte tehnologice. Principii de proiectare a instalațiilor de vibrare** 452

Ripoșan, I., Sofroni, L., Bodnar, E. și *Kapuși, C.*: **Cubilou cu două rînduri de guri de aer cu alimentare cu aer în regim optimizat, în vederea utilizării cocsului mărunt.** 458

REVISTA REVISTELOR 422, 426, 438

RECENZIE 433

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P. O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Președintele colegiului de redacție: prof. dr. ing. L. SOFRONI

Redactor: ELENA PÂRVU
Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament : lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 1431

CONTENTS

DC : 662.741.3

Mircescu, I. and *Iacob, I.*: **The influence of charge grainsize and moisture on the production rate of coke ovens with bulk loading**

The article presents the results of experiments in order to determine the influence of charge grain size and moisture on volumetric loading weight of coking chambers at bulk loading coke ovens.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 413—417

DC : 621. 743. 422 : 666. 76

Abagiu, A. and *Szabo, A.*: **Aspects of the use of chemical binders in coloidal suspension for the obtaining of high quality refractory products**

The paper presents the possibilities of manufacturing facturing refractory products which may have the same characteristics of basic grain components, by the use of phosphatic chemical binders disseminated in the mass of grain mixture, with the help of aluminous coloidal solution in which the binder content of the finished refractory product may decrease bellow 1 %, as compared to the total mass of the mixture.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 418—422

DC : 622. 782. : 662.8.05

Ţocu, P., Iacoban, I. and *Lazăr, D*: **The study of the influence of ore, lime and fuel supergranulation on the sinter regime**

By analysing the low quality of the granulation of raw material used in a sinter plant, the authors studied the possibility of reducing the specific coke consumption by 28 % and of increasing productivity by 5,7 % only by correct selection of fine ores and especially by grinding the entire lime quantity under 3 mm.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 423—426

DC : 621.35 : 669.054

Petrescu, N., Ganovici, Lucia and *Brifchi, Mirela*: **The study of the influence of electrolyte composition on the purity of refined copper by periodically reversed current**

The authors present the results of the experimental researches on cooper electolytical refining with periodically reversed current concerning the influence of electode purification degree on the quality of the cathode copper obtained. For the electrolyses carried out at current density of 250, 350 and 500 A/m² using periodically reversed current with 20 s direct current time and 0,4 s reversed current time, the authors obtained current rates of over 95%. The purity of the cathode copper obtained under these conditions, when using electrolytes with different purification degrees, was situated within 32—93 ppm metal impurities, according to the electrolyte purification degree.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 427—433

DC : 669.18

Mustaţă, C.T.: **The introduction of treatment processes out of the furnace**

The paper presents certain facilities Institute for steel treatment out of the furnace.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 434—438

DC : 669. 14—418 : 621. 3

Răducanu, Doina: **New process of obtaining grain oriented electrical steel strips**

The paper presents a synthesis of the data concerning the trend of developing the rolling technologies for flat products used in electrotechnical industry, technologies based on the complex inhibition of grain growth, technologies based on the introduction of active elements in electroisolating coatings and technologies based on the elimination of the negative influence of superficial defects.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 439—441

DC : 621. 791 : 531. 42

Ulmanu, V., Marcu, M. and *Ispas, V.*: **Researches on the friction welding technology applied in oil equipment erection**

Dhe paper presents the results obtained by the application of friction welding technology for certain elements of the oil and petrochemical equipment, the optium welding regimes and the postwelding heat treatment regimes, as well as the criteria of controlling the welding process and the quality of the products which had been obtained.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 442—448

DC : 673.3

Oprea, Fl. and *Pop, T. Gh.*: **Experimental researches on the way obtaining superficial layers by casting**

The authors present the superficial covering technology by the use of a paste which includes alloying elements, under the form of model mixture.

At the interface of the cast alloy and the active surface of the mold cavity a 0,4—1,4 mm superficial layer is formed on the casting wall.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 449—451

DC : 669.018.28

Ştefănescu, Fl.: **Physical processes which occur at the vibration of cast alloys, technological effects and design principles for vibration installations**

The paper includes an analysis of phenomena which occur in casting alloys, during the whole casting solidification process, under the action. The authors present the effects of vibrations which are interesting from the technological point of view: homogenization and finishing of solidification structure, the decrease of internal tension and of segregation, the removal of nonmetallic inclusions and the increase of alloy yielding capacity.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 452—457

DC : 621. 745. 34 : 662. 741.3

Ripoşan, I. and *Sofroni, L.*: **Two row air tuyere cupola with air feeding under optimized regime with a view to using fine coke**

The fine coke (40—80 mm) was successfully used in a 800 mm dia. cupola for which air feeding with high speed was achieved by a high pressure centrifuge ventilator through two rows of air tuyeres. The air flow is determined according to coke granulation which in turn determines the quantity of air introduced on the second row, as well as the high of coke layer above this row.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 458—464

INHALT

DK : 662.741.3

Mircescu, I., Iacob, I. : **Einfluss der Gichtkorngrösse und der Gichtfeuchtigkeit auf die Leistungsfähigkeit der Koksofenbatterien, mit Gesamtbegichtung**

Die Arbeit bestätigt die Ergebnisse einiger für die Bestimmung des Einflusses der Gichtkorngrösse und Gichtfeuchtigkeit auf die volumetrische Masse der Kokskammergicht, was die Gesamtbegichtungsbatterien betrifft, vorgesehenen Untersuchungen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 413—417

DK : 621.743.422 : 666.76

Abagiu, A. und *Szabo, A.* : **Ansichten betreffend den Einsatz einiger sich in kolloidale Suspension befindenden chemische Bindemitteln, bei der Herstellung der feuerfesten hochwertigen Stoffe**

Die Arbeit wiederspiegelt die Herstellungsmöglichkeiten einiger feuerfesten Stoffe, die die hervorragenden Eigenschaften der grundlegenden körnigen Bestandteile wiedererzeugen können, durch den Einsatz von chemischen phosphatischen Bindemitteln, welche in der Masse des körnigen Gemisches gestreut vorkommen, mittels einer aluminiumartigen Kolloidlösung in welcher der sich in Bindemittelphase befindende Inhalt der feuerfesten Endprodukte, bis unter 1% herabgesetzt werden kann, bezogen zu der Gesamtmasse des Gemisches.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 481—422

DK : 622. 782 : 662. 8. 05

Țocu, P., Iacoban, I. und *Lazăr, D.* : **Erforschung des Einflusses der Überkörnung des Erzes, des Kalksteins und der Brennstoffe, auf den Agglomerationsbedingungen**

Aufgrund der Untersuchung der unentsprechenden Qualität der Korngrösse der Grundstoffe die in einem Agglomerationswerk angewandt wurden, wurden die Verminderungsmöglichkeiten mit 28% des spezifischen Koksverbrauchs und die Vergrösserungsmöglichkeit mit rd. 5,7 % der Leistungsfähigkeit festgesetzt. Die o. g. zwei Alternativen können durch eine richtige Sortierung der Feinerze und besonders durch das Mahlen unter 3 mm der gesamten Kalk—und Koksmenge, ausgeführt werden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 423—426

DK : 621.35 : 669.054

Petrescu, N., Ganovici, Lucia und *Brițchi, Mirela* : **Erforschung des Einflusses der Elektrolytenzusammensetzung auf die Reinheit des, durch Elektrolyse mit periodisch kommutiertem Strom, bereinigtes Kupfer**

Die Arbeit gibt die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zur elektrolytischen Bereinigung des Kupfers, mit periodisch kommutiertem Strom, hinsichtlich des Einflusses des Reinheitsgrades des Elektrolyts auf die Qualität des erhaltenen Kathodenkupfers, wieder. Was die Elektrolyten, die bei Stromdichten von 250, 350 und 500/A m^2, mit periodisch kommutierten Strom, mit einer Dauer des Direktstroms von 20 s und einer Dauer des Rückführungsstromes von 0,4 s betrifft, wurden Stromleistungen von mehr als 95% erhalten. Die Reinheit des mit den o.g. Bedingungen erhaltenen Kathodenkupfers, durch die Verwendung von Elektrolyten mit einen verschiedenen Reinheitsgrad ist zwischen den 32—93 p.p.m Grenzen der metallischen Verunreinigungen, bedingt von den Elektrolytreinheitsgrad bestimmt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 427—433

DK : 669. 18

Mustață, C.T. : **Beiträge zur Einführung der Stahlbehandlungsverfahren, ausser des Herstellungsaggregats**

In der Arbeit wird ein Teil der von IPROMET entwickelten Anlagen, vorgesehen für die Stahlbehandlung ausser des Herstellungsaggregats, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 434—438

DK : 669. 14—418 : 621. 3

Răducanu, Doina : **Neue Bandherstellungsverfahren, aus kornorientiertem Elektrostahl**

In der vorliegenden Arbeit wird auf eine Synthese der Daten, was die Entwicklungstendenzen der Walztechnologien der für den Einsatz in der Elektrotechnik vorgesehenen Flachprodukte betrifft, hingewiesen. Es werden gleichfalls einige Technologien bei denen die komplexe Hemmung des Kornwachstums angewendet wird, einige Technologien bei denen die Einführung von Aktivelementen in den elektroisolierenden Überzügen nötig ist, wie auch einige Technologien, die auf die Verhinderung des negativen Einflusses der Oberflächenfehlern beruhen, angeführt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9. p. 439—441

DK : 621. 791 : 531.43

Ulmanu, V., Marcu, U. und *Ispas, V.* : **Erforschungen betreffend das Reibschweissverfahren, mit Anwendungen im Erdölausrüstungsbau**

In der vorliegenden Arbeit wird auf das Reibschweissen einiger Elemente die in den Erdöl-und petrochemischen Ausrüstungen enthalten sind, hingewiesen.

Es werden die optimalen Schweisszustände, die optimalen örtlichen Nachschweiss-und Wärmebehandlungszustände und die Prüfungskriterien des Schweissprozesses und der Qualität der hergestellten Produkte dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 442—448

DK : 620.193 :669.18

Oprea, Fl. und *Pop, T. Gh.* : **Experimentelle Untersuchungen betreffs der Herstellung von Oberflächenschichten durch das Giessen**

Es wird ein Oberflächenbeschichtungsverfahren, basiert auf den Einsatz eines Metallgemisches unter der Form einer Paste die Legierungselemente enthält, dargestellt. Beim Kontakt zwischen der gegossenen Legierung und der aktiven Oberfläche des Formhohlraums, bildet sich auf der Gussstückwand eine Oberflächenschicht von 0,4—1,4 mm.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 449—451

DK : 669. 018.28

Ștefănescu, Fl. : **Physikalische Prozesse die während den Schwingungen der gegossenen Legierungen stattfinden ; verfahrenstechnische Einflüsse, Grundlagen für die Planung der Schwingungseinrichtungen**

Die Arbeit umfasst eine Analyse der Erscheinungen die in den Gusslegierungen, während des Erstarrungsprozesses der Werkstücke, unter der Einwirkung mechanischer Schwingungen, auftreten. Es werden die Einwirkungen derjenigen Schwingungen, die aus verfahrenstechnischem Standpunkt interessant sind, dargestellt, und zwar : die Gleichartigkeit und das Frischen des Erstarrungsgefüges, das Anwachsen der Dichte der Gussstoffe, die Entgasung der Legierungen, die Herabsetzung der Eigenspannungen, die Verringerung der Seigerungen, die Beseitigung der nichtmetallischen Einschlüsse und die Vergrösserung der Fliessleistung der Legierungen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 452—457

DK : 621. 745. 34 : 662. 741. 3

Ripoșan, I., Sofroni, L. : **Kupolofen mit zwei Windformreihen und einer im optimisiertem Regime stattfindenden Windversorgung, zwecks des Feinkokseinsatzes**

Der Feinkoks (40—80 mm) lieferte gute Ergebnisse nach den Einsatz in einem Kupolofen mit einem Durchmesser von 800 mm, bei welchen die Luftversorgung mittels einer zentrifugalen Gebläse für hohen Druck, durch zwei Reihen von Windformen durchgeführt wird. Die Luftmenge wird in Abhängigkeit von der Kokskörnung, die nicht nur die in der 2. Reihe eingebrachte Luftmenge, sondern auch die Höhe der sich über diese Reihe befindenden Koksschicht bestimmt, festgesetzt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 458—464

SOMMAIRE

CD : 662.741.3

Mircescu, I., Iacob, I. : **L'influence de la granulation et de l'humidité de la charge sur la productivité des batteries de cokéfaction à chargement en vrac**

L'article présente les résultats des expériments visant la détermination de l'influence de la granulation et de l'humidité de la charge sur le poids volumétrique de la charge des chambres de cokéfaction.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 413—417

CD : 621.743.422 : 666.76

Abagiu, A. et *Szabo, A* : **Aspects concernant l'utilisation des liants chimiques en suspension colloidale à l'obtention des produits réfractaires à caractéristiques élevées**

Les auteurs présentent la possibilité de l'obtention de certains produits refractaires ayant les caractéristiques des composants granulaires de base ; les produits sont obtenus par l'utilisation des liants chimiques de type phosphate, dispersés dans le mélange granulaire par l'intermediaire d'une solution colloidale alumineuse ; la teneur en liant du produit refractaire fini peut être diminué sous 1 % du poids total du mélange.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 418—422

CD : 662.782 :662.8.05

Ţocu, P., Iacoban, I. et *Lazăr, D.* : **L'analyse de l'influence de la grosseur du grain des minerais, du calcaire et du combustible sur le régime d'agglomération**

A partir de l'analyse de la qualité non-correspondante de la granulation des matières premières utilisées dans une fabrique d'agglomérat, on a établi la possibilité de réduire la mise au mille de coke jusqu'à 28 % et d'augmenter la productivité de 5,7 % par le classement correcte des menus de minerai et par l'affinage sous 3 mm du calcaire et du coke.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 423—426

CD : 621.35 : 669.054

Petrescu, N., Ganovici, Lucia et *Brîfchi, Mirela* : **L'étude de l'influence de la composition de l'électrolyte sur la pureté du cuivre affiné par électrolyse à courant périodiquement inversé**

Les auteurs présentent les résultats des recherches expérimentales d'affinage électrolytique du cuivre à courant périodiquement inversé concernant l'influence du degré de purification de l'électrolyte sur la qualité du cuivre cathodique obtenu.

Dans le cas des électrolyses effectuées aux densités de 250, 350 et 500 A/m^2, en utilisant le courant périodiquement inversé (la durée du courant direct de 20 s et du courant inverse de 0,4 s), on a obtenu des rendements de courant de plus de 95 %. La pureté du cuivre cathodique obtenu en ces conditions, en employant des électrolytes à degré d'utilisation différent, se trouve dans les limites 32—93 ppm d'impuretés métalliques, en fonction du degré de purification de l'électrolyte.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 427—433

CD : 669.18

Mustaţă, C. T. : **Les processus de traitement de l'acier hors du four d'élaboration**

L'auteur présente une serie des instalations projetées par IPROMET pour le traitement des aciers hors du four d'élaboration.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 434—438

CD : 669.14—418 :621.3

Răducanu, Doina : **Nouveaux processus d'obtention des bandes en acier électrotechnique à grains orientés**

L'article présente une synthèse des données concernant les tendances de développements des technologies de laminage pour les produits plats destinés à l'industrie électrotechnique, technologies qui utilisent l'introduction des éléments actifs dans les revêtements électroisolants et les technologies qui supriment l'influence négative des défauts superficiels.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 439—441

CD : 621.791 : 531.43

Ulmanu, V., Marcu, M. et *Ispas, V.* : **Recherches sur la technologie de soudage par friction appliquée dans la construction de l'outillage pétrolier**

Les auteurs présentent les résultats obtenus à la suite de l'application du soudage par friction à certains éléments de l'outillage pétrolier et petrochimique ; on présente également les regimes optimum de soudage et de traitement thermique local après le soudage, les critères de contrôle du processus de soudage et de la qualité des produits réalisés.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 442—448

CD : 673.3

Oprea, Fl. et *Pop. T. Gh.* : **Recherches expérimentales concernant l'obtention par coulée des couches superficielles**

Les auteurs présentent la technologie de revêtement superficiel par l'utilisation d'une pâte qui contient des éléments d'alliage sous la forme de melange modèle.

A la surface de contact entre l'alliage coulé et la surface active de la cavité de la forme, sur le parois de la pièce coulée se forme une couche superficielle de 0,4—1,4 mm.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 449—451

CD : 669.018.28

Ştefănescu, Fl. : **Processus physiques qui ont lieu pendant la vibration des alliages coulés ; effects technologiques ; principes de la projection des installations de vibration**

L'auteur analyse les phénomènes qui ont lieu dans les alliages coulés au cours du processus de solidification des pièces sous l'action des oscillations mécaniques. On présente les effects des vibrations : l'homogénéisation et l'affinement de la structure de solidification, l'augmentation de la compactité des matériaux coulés, le dégazage des matériaux coulés, la diminution des tensions intérieures et de la segrégation, l'élimination des inclusions non-métalliques et l'augmentation de la capacité d'écoulement des alliages.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 452—457

CD : 621.745. 34 ; 662.741.3

Ripoşan, I., Sofroni, L : **Cubilot à deux rangées de tuyères à alimentation d'air en régime optimisé en vue de l'utilisation du petit coke**

Le petit coke (40—80 mm) a donné de bons résultats dans le cas d'un cubilot à diamètre de 800 mm ; l'air est introduit à grande vitesse par un ventilateur à pression élevée par deux rangées de tuyères. Le débit d'air est établi en fonction de la granulation du coke : cette granulation et la quantité d'air introduit dans la deuxième rangée déterminent la hauteur de la couche de coke.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 458—464

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 662.741.3

Мирческу, И., Яноб, И.: **Влияние зернистости и влажности плавки на производительность коксовых батарей с насыпной загрузкой**

Представлены результаты исследований по определению влияния зернистости и влажности плавки на объемный вес садки коксовальных камер батарей с насыпной загрузкой.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 413—417

ДК: 621.743.422.666.76

Абаджиу, А. и *Сабо, А.:* **Аспекты относительно применения химических связывающих веществ в коллоидных подвесках при получении огнеупорных изделий с высокими характеристиками**

Работа представляет возможность изготовления огнеупорных изделий, воспроизводящие особые характеристики основных зернистых компонентов использованием химических связывающих веществ фосфатного типа, диспергированных в массе зернистой смеси глиноземистым раствором, в котором содержание в связывающей фазе готового огнеупорного изделия может быть снижен до 1% по всей массе смеси.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 418—422

ДК: 622.782: 662.8.05

Цону, П., Янован, И. и *Лавэр, Д.:* **Изучение влияния сверхзернистости руды известняка и топлива на режим агломерации**

Анализируя несоответствующее качество зернистости сырья, используемого на агломерационной фабрике, была определена возможность снижения удельного расхода кокса до 28% и роста производительности на 5,7% только правильной сортировкой мелких руд и в особенности измельчением ниже 3 мм всего количества известняка и кокса.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 423—426

ДК: 621.35: 669.054

Петреску, Н., Гановичь, Лучия и *Брицки, Мирела:* **Изучение влияния состава электролита на чистоту рафинированной меди электролизом с током периодического обратного направления**

Представлены результаты экспериментальных исследований электролитического рафинирования меди с током периодического обратного направления по влиянию степени чистоты электролита на качество полученной катодной меди. Для проведенных электролизов при плотности тока 250, 350 и 500 А/м² используя ток периодического обратного направления по длительностью прямого тока 20 сек и обратного тока 0,4 сек были получены КПД тока сверх 95%. Чистота полученной катодной меди в этих условиях, используя электролиты с различной степенью чистоты, находилась в пределах 32-93 ppm металлических примесей, в зависимости отстепени чистоты электролита.

Metalurgia 39 (1987), nr, 9, p. 427—433

ДК: 669.18

Мустацэ, К. Т.: **Интерес ИПРОМЕТ к введению процессов внепечной обработки стали**

Работа представляет часть установок, проектируемые ИПРОМЕТ-ом для внепечной обработки стали в собственной концепции или в сотрудничестве со специализированными фирмами.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 434—438

ДК: 669.14—418: 621.3

Рэдукану, Дойна: **Новые способы получения лент из электротехнической стали с направленными зернами**

Работа представляет синтеа данных относительно тенденции развития технологий прокатки для плоских изделий электротехнической промышленности: технологии используемые комплексное задерживание роста зерен, технологии используемые введение активных элементов в электроизоляционные покрытия и технологии, основывающиеся на устранении отрицательного влияния поверхностных дефектов.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 439—441

ДК: 621.791: 531.43

Улману, В., Марку, М. и *Иепае, В.:* **Исследования технологии сварки трением с применением в сооружении нефтяного оборудования**

Представлены полученные результаты применением сварки трением на составных элементах нефтяного и петрохимического оборудования, оптимальные режимы сварки и местной термообработки после сварки, а также и критерии контроля процесса сварки и качества изготовленных изделий.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 442—448

ДК: 673.3

Опреа Ф. и *Поп, Т.:* **Экспериментальные исследования по получению разливкой поверхностных слоев**

Представлена технология поверхностного покрытия использованием как смесь модели пасты, содержащие легирующие элементы.

При контакте между отлитым сплавом и активной поверхностью полости формы на стене отливки образуется поверхностный слой 0,4—1,4 мм.

Metalurgia 39 (1987), nr. 9, p. 449—451

ДК: 669.018.28

Штефэнеску, Ф.: **Физические процессы имеющие место при вибрировании литых сплавов; технологические эффекты; принципы проектирования вибрирующих установок**

Работа охватывает анализ явлений, имеющих место в литых сплавах на протяжении процесса затвердевания отливок под влиянием механических колебаний.

Представлены эффекты вибраций, интересующих с технологической точки зрения: гомогенизация и отделка структуры затвердевания, увеличение компактно литых материалов, дегазирование сплавов, уменьшение внутренних напряжений, снижение ликвации, устранение неметаллических включений и повышение способности течения сплавов.

Metalurgia 39 (1927), nr. 9, p. 452—457

ДК: 621.745.34: 662.741.3

Рипошан, И., Софрони, Л.: **Вагранка с двумя рядами воздушных сопел, с подачей воздуха в оптимизированном режиме для применения коксовой мелочи**

Коксовая мелочь (40 | 80 мм) дала хорошие результаты в вагранке диаметром 800 мм, у которой подача воздуха реализовалась большей скоростью центробежным вентилятором повышенного давления двумя рядами воздушных сопел. Дебит дутья определяется в зависимости от зернистости кокса, определяя помимо количества вводимого воздуха на втором ряде и высоту коксового слоя над этим рядом.

Metalurgia 39, (1987), nr. 9 p.458—464

METALURGIA 9
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Ing. I. Mircescu şi mat. I. Iacob
ICPPAM — Galaţi

Influenţa granulaţiei şi umidităţii şarjei asupra productivităţii bateriilor de cocsificare cu încărcare în vrac

CZ : 662. 741. 3

Siderurgia fiind o mare consumatoare de cocs metalurgic, în contextul crizei energetice actuale pe plan mondial, se pune problema utilizării la maximum a capacităţilor de producere a cocsului, cu efect favorabil asupra reducerii importului. Prin experienţe de laborator şi industriale s-a determinat, la bateriile cu încărcare în vrac, influenţa granulaţiei şi umidităţii şarjei asupra gradului de umplere a camerelor de cocsificare şi implicit asupra productivităţii bateriilor.

La bateriile cu încărcare în vrac, productivitatea creşte odată cu creşterea densităţii încărcăturii. Experienţele au avut ca obiect determinarea granulaţiei şi umidităţii necesare realizării greutăţii volumetrice maxime fără a scădea calitatea cocsului, obţinîndu-se o densitate maximă a încărcăturii.

Factorii care influenţează greutatea volumetrică a încărcăturii camerelor de cocsificare

Influenţa granulaţiei. Este cunoscut faptul că, dacă un volum dat se umple cu granule de aceeaşi dimensiune, densitatea este mai mică decît dacă volumul s-ar umple cu granule de diferite mărimi. În această ultimă situaţie, granulele mici umplu spaţiile goale dintre granulele mari şi creşte greutatea volumetrică care va fi maximă la un anumit raport dintre cantităţile şi diametrele granulelor de diferite dimensiuni.

Pentru experienţe s-a ales o şarjă cu următoarea compoziţie :
marca 33* — 10%; marca 32 — 15%; marca 31 — 5%; marca 34 — 10%; marca 35 — 1 — 15 %; marca 35 — 25 %; marca 35 — 20%.

Şarja a fost întîi uscată, după care s-au separat fracţiile granulometrice cuprinse între 0 şi 0,5 mm, 0,5 şi 3 mm, 3 şi 5 mm şi mai mare de 5 mm.

*) — Marca — 31—35—după clasificarea din R.P.P.

S-au format amestecuri cu diferite procente din fiecare fracţie granulometrică şi s-a determinat densitatea fiecărui amestec.

Cu aceste date s-au întocmit seriile repartiţiilor statistice notate astfel :
— X 1 este fracţia granulometrică cuprinsă între 0 şi 0,5 mm;
— X 2 — fracţia granulometrică cuprinsă între 0,5 şi 3 mm;
— X 3 — fracţia granulometrică cuprinsă între 3 şi 5 mm;
— X 4 — greutatea volumetrică a şarjei;
— X 5 — fracţia granulometrică > 5 mm.

In scopul prelucrării statistice, componentele seriilor de repartiţie au fost selectate în trei grupe, urmărindu-se respectarea criteriilor care asigură o distribuţie normală, după cum urmează :
— grupa I se compune din variabilele statistice ale şarjei cu un conţinut de 0 % din X 5;
— grupa II se compune din variabilele statistice ale şarjei cu un conţinut de 5 % din X 5;
— grupa III se compune din variabilele statistice ale şarjei cu un conţinut de 10 % din X 5.

Pentru a stabili influenţa granulaţiei şarjei asupra greutăţii volumetrice, precum şi granulaţia necesară realizării greutăţii volumetrice maxime, s-a folosit analiza de corelaţie şi regresie pentru fiecare grupă de selecţie.

Indicatorii statistici sînt calculaţi pentru toate cele trei grupe, dar pentru simplificare se va prezenta numai grupa I în tabelul 1.

Din analiza tabelului rezultă o dependenţă semnificativă (coeficient de corelaţie 0,54) între funcţia X 4 şi variabilele independente studiate.

Pe baza ecuaţiei hiperplanului de regresie se poate deduce că, dacă procentul fracţiei granulometrice (5—3) creşte cu o unitate, densitatea creşte cu 0,008 % în timp ce pentru creşterea fracţiilor granulometrice de (0—0,5) şi (0,5—3) cu 1% greutatea volumetrică scade cu 0,0016 % respectiv 0,0014% pentru şarjele

Tabelul 1

Variabilele statistice	Valoarea minimă	Valoarea maximă	Valoarea medie	Dispersia	Coeficienții de corelație
X 1	10	100	32,63	346,4	R4,1 = −0,26
X 2	0	90	52,77	402,06	R4,2 = −0,2
X 3	0	30	14,44	139,68	R4,3 = 0,73
X 4	0,658	0,845	0,786	0	R4,1,2,3 = 0,54
X 5	0	0	0	0	

$$X\,4 = 0{,}90 - 0{,}0016\,X1 - 0{,}0013\,X\,2 + 0{,}0008\,X\,3$$

trică este mare. La o șarjă care conține 45 % fracție 0—0,5 mm, 15 % fracție 0,5—3 mm, 30 % fracție 3—5 mm și 10 % fracție mai mare de 5 mm, greutatea volumetrică este maximă și este egală cu 0,852 t/m³.

Cunoscînd granulația șarjei cu ajutorul nomogramelor din cele trei grupe, se poate determina greutatea volumetrică a încărcăturii.

Presupunînd că o șarjă are granulația: 20 % fracție 0 — 0,5 mm; 70 % fracție 0,5 — 3 mm; 10 % fracție 3 — 5 mm; 0 % fracție mai mare de 5 mm, se poate utiliza nomograma 1 astfel:

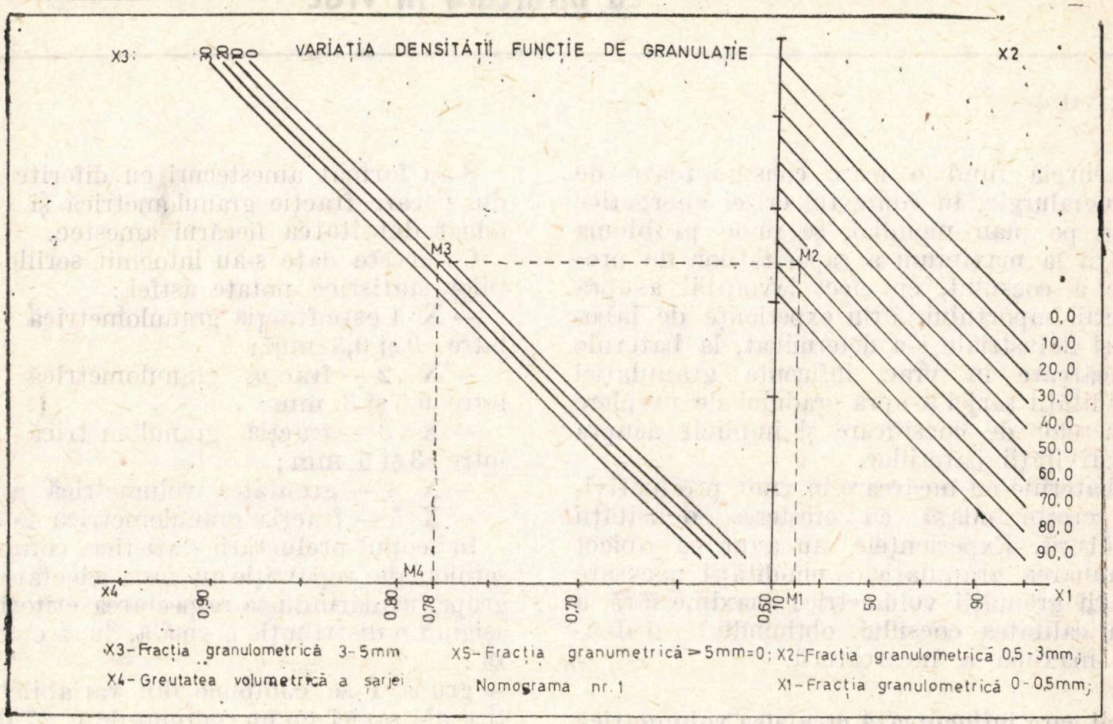


Fig. 1. Nomograma 1

care nu conțin fracție granulometrică mai mare ca 5.

Granulația necesară realizării densității maxime se poate stabili din nomogramă iar pentru grupele II și III granulația se stabilește din nomogramele 2 și 3.

Analizînd indicatorii statistici pentru toate cele trei grupe, rezultă că la bateriile cu încărcare în vrac greutatea volumetrică a încărcăturii camerelor de cocsificare este influențată direct de granulația șarjei utilizate. În funcție de granulație, pot exista, de la o șarjă la alta, diferențe de densitate pînă la 194 kg/m³.

Cu cît granulația șarjei este mai uniformă, cu atît grutatea volumetrică a încărcăturii este mai mică. La o șarjă care conține numai fracție mai mică de 0,5 mm, densitatea este minimă și egală cu 0,658 t/m³.

Cînd șarja conține toate clasele granulometrice într-un anumit raport, greutatea volume-

— pe axa O X 1 se caută punctul care corespunde valorii de 20 % din fracția 0 — 0,5 mm (M 1);

— din punctul M 1 se ridică o perpendiculară pînă la intersecția cu dreapta care corespunde valorii de 70 % fracție 0,5—3 mm (M 2);

— din punctul M 2 se duce o paralelă la axa absciselor pînă la intersecția cu dreapta care corespunde valorii de 10 % fracție 3—5 mm (M 3);

— din punctul M 3 se coboară o perpendiculară pe axa O X 4 și se obține punctul M 4 care corespunde densității încărcăturii uscate și care este egală cu 0,78 t/m³.

Influența umidității. Cînd șarja este umedă, densitatea se modifică în funcție de procentul de apă. Dacă la o șarjă comprimată apa ajută la legarea particulelor și la creșterea stabilității piloților, la încărcarea în vrac orice legare a particulelor prin peliculă

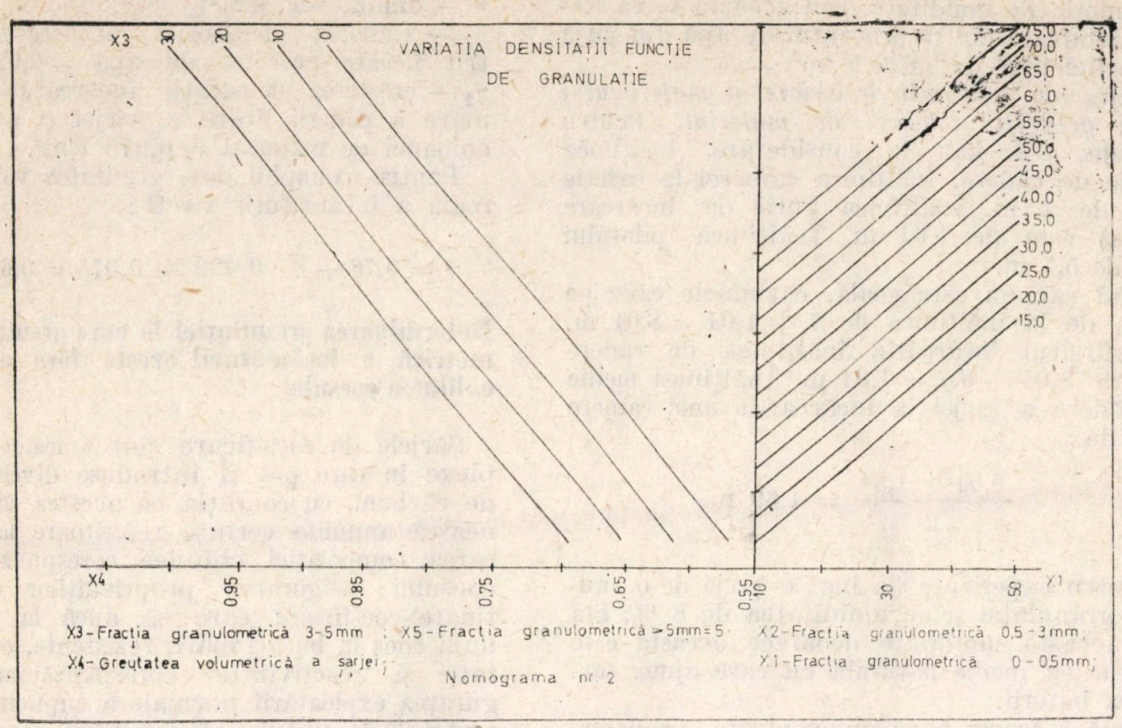


Fig. 2. Nomograma 2.

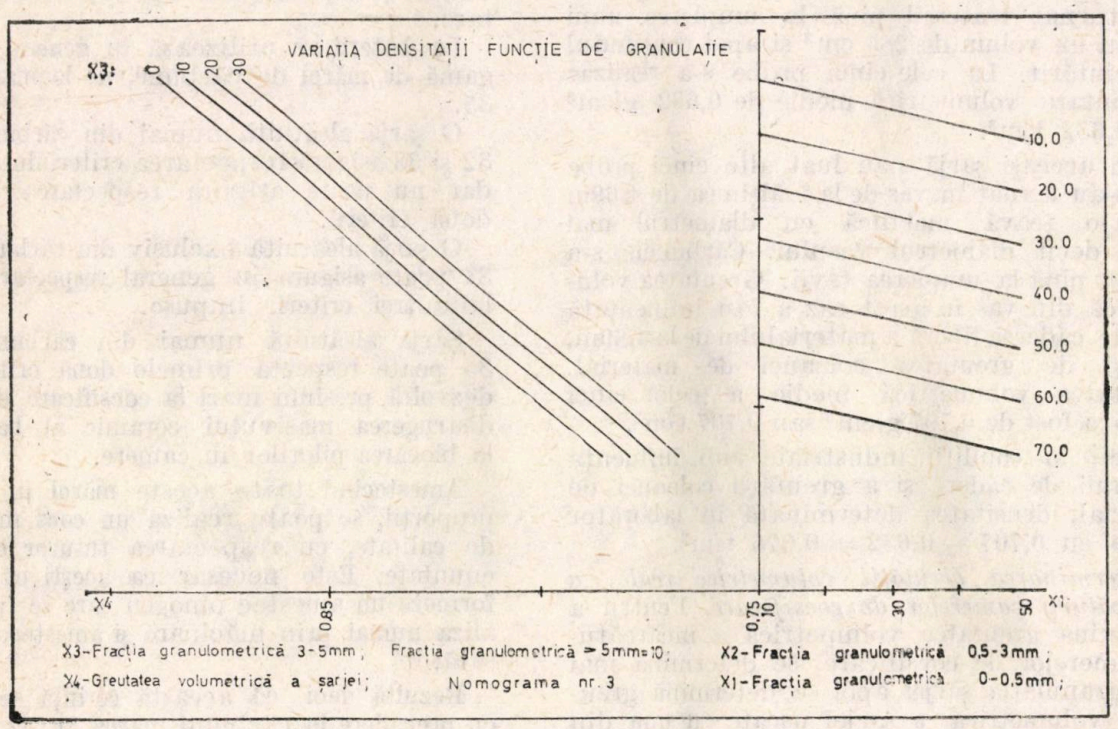


Fig. 3. Nomograma 3

de apă reduce mobilitatea și deci așezarea compactă a acestora.

Pentru experiențe s-au luat trei șarje, fiecare cu altă granulație. Din fiecare șarjă s-au format amestecuri cu următoarele umidități: 0; 2; 4; 6; 8; 10; 12; 14 și 16 % apă. Celor 27 de probe li s-a determinat greutatea specifică în vrac. La aceeași granulație, densitatea maximă a șarjei în vrac se realizează la 0 % apă. Pînă la 8 %, pentru fiecare procent de apă greutatea volumetrică scade cu 0,022 t/m^3 iar peste 8 % densitatea începe din nou să crească, dar printr-un plus de apă nu de șarjă.

Deci, la densitatea unei șarje uscate, de o anumită granulație, trebuie aplicată corecția

în funcție de umiditate. Din aceasta se va scădea produsul dintre procentul de apă din șarjă și coeficientul de 0,022 t /m³.

Influența înălțimii de cădere a materialului și a greutății coloanei de material. Pentru aceasta, s-a luat în considerare înălțimea medie de cădere. Înălțimea camerei la baterie este de 7 m. Înălțimea gurii de încărcare (bolta) este de 1,04 m. Înălțimea pilotului este de 6,7 m.

Cînd camera este goală, cărbunele cade pe vatră de la înălțimea de $7 + 1{,}04 = 8{,}04$ m. La sfîrșitul încărcării, înălțimea de cădere este de $8{,}04 - 6{,}7 = 1{,}34$ m. Înălțimea medie de cădere a șarjei la încărcarea unei camere este de :

$$\frac{8{,}04 + 1{,}34}{2} = 4{,}69 \text{ m.}$$

Pentru experiențe s-a luat o șarjă de o anumită granulație și cu umiditatea de 8 %. S-a ales această umiditate deoarece aceasta este umiditatea medie naturală cu care ajung șarjele la baterii.

După o foarte bună omogenizare, s-a determinat greutatea volumetrică la cinci probe. S-a turnat material pînă la umplerea unui vas cu un volum de 285 cm³ și apoi conținutul s-a cîntărit. La cele cinci probe s-a realizat o greutate volumetrică medie de 0,632 g/cm³ sau 0,632 t/m³.

Din aceeași șarjă s-au luat alte cinci probe care s-au turnat în vas de la înălțimea de 4,69m printr-o țeavă metalică cu diametrul mai mare decît diametrul vasului. Cărbunele s-a turnat pînă la umplerea țevii. Greutatea volumetrică din vas în acest caz a fost influențată atît de căderea liberă a materialului de la 4,69m, cît și de greutatea coloanei de material. Greutatea volumetrică medie a celor cinci probe a fost de 0,707 g/cm³ sau 0,707 t/m³.

Deci, în condiții industriale sub influența înălțimii de cădere și a greutății coloanei de material, densitatea determinată în laborator crește cu $0{,}707 - 0{,}632 = 0{,}075$ t/m³.

Determinarea greutății volumetrice reale a încărcăturii camerelor de cocsificare. Pentru a determina greutatea volumetrică a încărcăturii camerelor de cocsificare, se determină mai întîi granulația șarjei, apoi se determină greutatea volumetrică a șarjei uscate cu una din cele trei nomograme și se aplică relația :

$$\gamma = \gamma_0 - n\gamma_1 + \gamma_2$$

în care :

γ este greutatea volumetrică a șarjei umede încărcată în camerele de cocsificare, t/m³;

γ_0 — greutatea volumetrică a șarjei uscate rezultată din nomograma pentru granulația determinată, t/m³;

n — umiditatea șarjei, %;

γ_1 — scăderea densității încărcăturii pentru fiecare procent de apă = 0,022 t/m³;

γ_2 — creșterea densității încărcăturii ca urmare a căderii libere a șarjei și a greutății coloanei de material = 0,075 t/m³.

Pentru exemplul dat, greutatea volumetrică reală a încărcăturii va fi :

$$\gamma = 0{,}78 - 8 \cdot 0{,}022 + 0{,}075 = 0{,}679 \text{ t/m}^3.$$

Determinarea granulației la care greutatea volumetrică a încărcăturii crește fără a scădea calitatea cocsului

Șarjele de cocsificare sînt amestecuri complexe în care pot fi introduse diverse tipuri de cărbuni, cu condiția ca acestea să îndeplinească anumite cerințe referitoare la : asigurarea compoziției chimice corespunzătoare a cocsului ; asigurarea proprietăților de aglutinare -cocsificare care să ducă la formarea unui cocs în bucăți mari, rezistente, cu porozitate și reactivitate corespunzătoare ; asigurarea exploatării normale a cuptoarelor din punctul de vedere al evacuării cocsului din camere și al păstrării integrității zidăriei refractare.

La baterii se utilizează în general întreaga gamă de mărci de cărbune, de la marca 31 la 35.

O șarjă alcătuită numai din cărbuni marca 32 și 33 asigură respectarea criteriului al treilea dar nu poate asigura respectarea celorlalte două criterii.

O șarjă alcătuită exclusiv din cărbuni marca 34 poate asigura în general respectarea celorlalte trei criterii impuse.

Șarja alcătuită numai din cărbuni marca 35 poate respecta primele două criterii, dar dezvoltă presiuni mari la cocsificare ducînd la distrugerea masivului ceramic al bateriei și la blocarea piloților în camere.

Amestecînd toate aceste mărci în anumite proporții, se poate realiza un cocs metalurgic de calitate, cu respectarea tuturor criteriilor enunțate. Este necesar ca acești cărbuni să formeze un amestec omogen care se poate realiza numai prin măcinare și amestecare avansată.

Rezultă deci că această cerință se impune cu precădere la cărbunii marca 31, 32, 33 și 35 care trebuie să se completeze reciproc într-un amestec omogen. Marca 34 poate participa la compoziție fără a se impune condiții deosebite de granulație. Această marcă ar putea constitui tocmai fracția mare de granulație care este necesară creșterii greutății volumetrice a încărcăturii.

S-au făcut experiențe în cutii, determinîndu-se apoi caracteristicile fizico-mecanice ale

cocsului din fiecare cutie. S-a luat ca etalon varianta în care toţi cărbunii se macină la granulaţia medie care se realiza în exploatare. Faţă de aceasta, celelalte variante au prezentat următoarele avantaje şi dezavantaje:

— măcinînd cărbunii marca 31, 32, 33 şi 35 la granulaţia care se realiza curent, iar cărbunii marca 34 introduşi în şarjă nemăcinaţi, greutatea volumetrică a şarjei creşte cu 0,017 t/m^3, iar rezistenţa M 40 scade cu 6,2 procente;

— introducînd numai marca 34 nemăcinată, greutatea volumetrică a şarjei creşte cu 0,013t/m^3 iar rezistenţa M 40 rămîne neschimbată;

— măcinînd cărbunii la granulaţia la care se realizează greutatea volumetrică maximă, greutatea volumetrică creşte cu 0,036 t/m^3, iar rezistenţa M 40 scade cu 14 procente.

Cea mai avantajoasă este varianta în care cărbunii marca 34 se introduc în şarjă nemăcinaţi. Prin aceasta nu se micşorează rezistenţa cocsului, dar creşte greutatea volumetrică a încărcăturii cu 13 kg/m^3.

Concluzii

La bateriile cu încărcare în vrac, greutatea volumetrică a încărcăturii camerelor de cocsificare este influenţată direct de granulaţia şarjei utilizate. În funcţie de granulaţie, de la o şarjă la alta pot exista diferenţe de greutate volumetrică de pînă la 194 kg/m^3.

Cu cît granulaţia şarjei este mai uniformă, cu atît greutatea volumetrică a încărcăturii este mai mică. La o şarjă care conţine numai fracţie mai mică de 0,5 mm, greutatea volumetrică este minimă.

Greutatea volumetrică este maximă cînd şarja conţine toate clasele granulometrice în următoarele procente: 45% fracţie 0 — 0,5 mm, 15 % fracţie 0,5 — 3 mm, 30 % fracţie 3 — 5 mm şi 10 % fracţie mai mare de 5 mm.

Avînd granulaţia, greutatea volumetrică a şarjei uscate se poate determina după caz cu una din nomogramele 1, 2 şi 3.

Pînă la umiditatea de 8 %, pentru fiecare procent de apă în şarjă, greutatea volumetrică scade cu 22 kg/m^3.

Uneori granulaţia necesară obţinerii greutăţii volumetrice maxime a încărcăturii nu coincide cu granulaţia necesară obţinerii unui cocs metalurgic de bună calitate. Şarja cu o granulaţie care îi asigură o densitate maximă realizează un cocs cu rezistenţa M 40 minimă.

Rezistenţa M 40 maximă se poate realiza dintr-o gamă de granulaţii din care se poate alege una care duce la creşterea densităţii încărcăturii.

În cazul bateriilor cu camere de 7 m înălţime, dacă toţi cărbunii marca 31, 32, 33 şi 35 se macină la nivelul de granulaţie care se realizează curent cu concasoare, iar cărbunii marca 34 se introduc în şarjă nemăcinaţi, rezistenţa cocsului nu scade, dar greutatea volumetrică a încărcăturii creşte cu 13 kg/m^3. Rezultă un plus de şarjă de 541 kg/pilot sau 35 136 t/an la două baterii. Deci, se pot obţine peste 20 000 t cocs suplimentar pe an la acelaşi număr de piloţi realizaţi. În plus, se realizează şi importante economii de energie electrică la concasarea cărbunilor.

BIBLIOGRAFIE

[1] Blum, I., Ştefănescu, I. *Tehnologia combustibililor solizi*. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1970.

[2] Greaznov, N., S. Osnovi teorii Koksovanlia, Moscova, Metallurghiia, 1976.

Aspecte privind utilizarea lianților chimici în suspensie coloidală la obținerea produselor refractare cu caracteristici superioare

Chim. A. Abagiu
și ing. A. Szabo
ICEM — București

CZ : 621.743.422 : 666.76

Studierea în ansamblu a evoluției tehnologiilor de fabricație a produselor refractare permite observarea cu ușurință a tendinței continue de îmbunătățire a caracteristicilor acestora, de adaptare optimă la condițiile de solicitare specifice, impuse de locurile de utilizare.

Este cunoscut că performanțele produselor refractare sînt dependente în mod esențial de calitatea materiilor prime și a semifabricatelor utilizate în procesele de fabricație. În acest sens, este evidentă tendința orientării spre materii prime de regulă monominerale și a reducerii aportului de impurități însoțitoare, nocive, prin preparare minieră, corectîndu-se ulterior, prin prelucrare în semifabricate, proprietățile esențiale ale fazelor sticloase. În cazurile cînd aceste prelucrări devin nerentabile, în majoritatea situațiilor se recurge la semifabricate sintetice pentru a se evita influențele dăunătoare ale componentelor minore constituente ale semifabricatelor.

Pentru exemplificare, în tabelul 1 sînt prezentate date statistice cu privire la evoluția ponderii materiilor prime utilizate la fabricarea produselor refractare în Japonia [1].

Tabelul 1

Evoluția ponderii materiilor prime utilizate la fabricarea produselor refractare în Japonia [1]

Anul	Materiile prime, %		
	Naturale	Sintetice	Importate
1976	48	21	20
1980	40	22	26
1984	33	24	32

Se observă cu ușurință orientarea spre materii prime sintetice sau importate ca urmare firească a imposibilității asigurării calității necesare din resursele interne existente.

S-a ajuns astfel, relativ rapid, la situația în care utilizarea argilelor refractare ca liant nu era de natură să asigure obținerea unor produse comparative din punctul de vedere al caracteristicilor fizico-chimice cu componentele granulare folosite la fabricație, apărînd tot mai des cazuri în care diferitele solicitări la locul de aplicare duceau la degradarea rapidă a fazei liant din produs, în timp ce granulele din compoziție rămîneau intacte. Un efect similar adaosului de argilă la produsele aluminoase se semnalează și în cazul utilizării lianților cu aport de SiO_2 sau B_2O_3 în produse bazice.

Se punea problema studierii posibilităților de obținere și aplicare a unor noi tipuri de lianți refractari care să răspundă cerințelor crescînde ale producătorilor și utilizatorilor de produse refractare.

O etapă importantă în acest sens a constituit-o dezvoltarea fabricării și folosirea pe scară largă a produselor refractare nefasonate, maselor și betoanelor refractare. În mod corespunzător se remarcă apariția unor game variate din noile tipuri de lianți caracteristici acestor clase de produse, lianții chimici și lianții hidraulici refractari, precum și a tehnologiilor de realizare a noilor tipuri de căptușeli refractare, căptușelile monolitice. Avantajele specifice utilizării produselor refractare monolitice au dus la creșterea ponderii acestora în cadrul general al producției de materiale refractare, datele statistice prezentate de specialiștii japonezi, incluse în tabelul 2, fiind edificatoare în acest sens.

Tabelul 2

Producția de refractare în Japonia [1]

Anul	Produsele refractare, %	
	Fasonate	Monolitice
1976	66,7	33,3
1980	65,1	34,9
1984	56,8	43,2

Trebuie menționat faptul că, deși fac parte din aceeași clasă de materiale refractare (monolitice), între betoanele refractare pe bază de liant hidraulic și masele refractare legate chimic apar deosebiri esențiale. Privite comparativ, masele refractare legate chimic ridică dificultăți majore în privința exploatării și a rezistențelor mecanice în stare crudă, dar utilizarea lianților în procente relativ mici (ajungînd la 4—8 % de exemplu, exprimate în procente de masă de substanță uscată, în cazul monofosfatului de aluminiu [2]) permite reproducerea, în mai mare măsură în produsul final, a caracteristicilor agregatului granular. De

asemenea, nu poate fi neglijat nici aspectul legat de prețul de cost al acestor lianți care, în contextul creșterii masive a prețurilor la energie sau la alte tipuri de lianți, cum ar fi hidrocarburile grele, s-a menținut la un nivel relativ constant, după cum reiese și din graficele prezentate în figura 1.

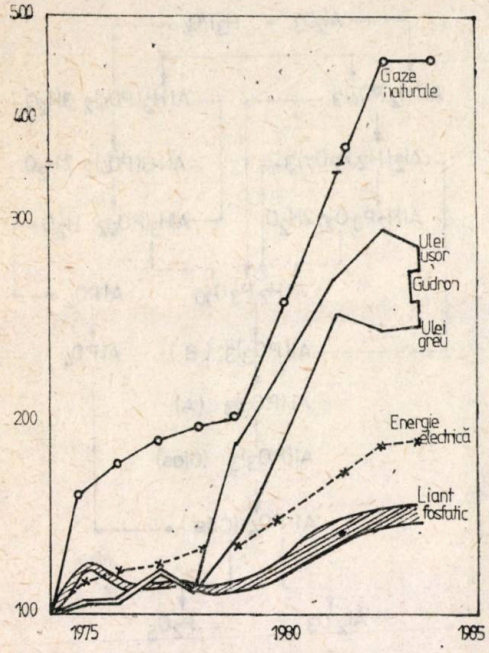


Fig. 1. Dinamica prețurilor pentru lianți și energie [3]

Condiderații privind utilizarea lianților de tip fosfatic

Este cunoscut faptul că alumina poate să formeze diferite faze fosfatice solide în funcție de concentrația inițială a celor doi reactanți (Al_2O_3 și H_3PO_4) și de *p*H-ul amestecului [4].

Deși încă mulți autori confirmă rezultatele obținute în studiile inițiale privind mecanismul lierii cu fosfat, conform cărora ea se datorează formării monofosfatului de aluminiu, $Al(H_2PO_4)_3$, care în timpul arderii formează metafosfatul de aluminiu, $Al(PO_3)_3$, nu pot fi trecute cu vederea nici părerile conform cărora chimismul reacțiilor ar fi mult mai complicat, lierea implicînd o serie de faze intermediare sau chiar formarea la temperatura ambiantă a variscitului, $AlPO_4 \cdot 2H_2O$ cu transformarea ulterioară într-un produs amorf [5]. Ipoteza este confirmată parțial și de rezultatele cercetărilor [6], [7] care menționează că în sistemele refractare reale este pretutindeni prezent un oarecare exces de faze reactive (alumină, silice, zircon etc.) de fosfați acizi sau condensați, care la anumite temperaturi se pot descompune în fosfați de tip polimer, de regulă amorfi. Această formare a unor lanțuri de fosfați condensați fie liniar, fie ciclic, poate duce la reacții în stare solidă la temperaturile proprii tehnologiilor și locurilor de utilizare ale materialelor refractare. Evoluția ulterioară pe linia transformărilor acestor forme fosfatice polimere corespunde fragmentării treptate pînă la ortofosfați, cu eliberarea excesului de P_2O_5 [8].

Din punct de vedere teoretic pare tentantă reprezentarea globală a transformărilor din faza liantă conform ecuației:

$$Al(H_2PO_4)_3 \longrightarrow Al(PO_3)_3 + H_2O$$
$$\longrightarrow AlPO_4 + P_2O_5$$

În realitate, mecanismele reacțiilor și transformărilor care au loc sînt mult mai complexe, procesul decurgînd pe o cale sau alta în funcție de condițiile de lucru (*pH*), de concentrațiile speciilor reactive mobile și mai ales de regimul termic aplicat. Multe tipuri de fosfați formați coexistă în faza liant, fiind vorba de stabilirea diferitelor echilibre chimice în anumite zone de temperatură și a raportului molar Al_2O_3/P_2O_5 și de menținerea unor paliere de temperatură bine stabilite, făcînd posibilă deplasarea acestor echilibre în sensul dorit.

Obținerea produselor refractare cu liant fosfatic dispersat în soluție coloidală

În contextul problemelor prezentate în capitolul introductiv referitor la tehnologiile de obținere a produselor refractare, în ultimii ani, în cadrul lucrărilor efectuate au fost reluate cercetările privind aplicarea lianților chimici de tip fosfatic, orientarea fiind făcută în sensul optimizăriii procedeului și al obținerii de produse cu performanțe calitative superioare.

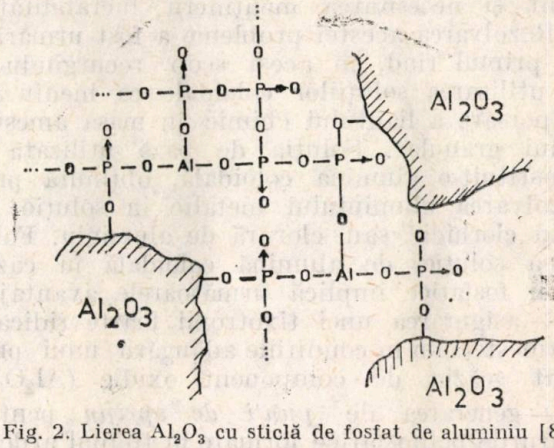


Fig. 2. Lierea Al_2O_3 cu sticlă de fosfat de aluminiu [8]

Analiza modului de liere prezentat în figura 2 duce în mod firesc la unele considerații specifice utilizării lianților chimici.

În cazul produselor refractare clasice, obținute prin presarea amestecurilor cu conținut relativ ridicat de argilă sau chiar a betoanelor și maselor uzuale, granulele de agregat se găsesc înglobate într-o masă liantă diferită din punc-

tul de vedere al compoziţiei mineralogice de agregatul granular. În urma arderii unui astfel de produs apare o matrice liantă de tip ceramic constituită într-o structură de rezistenţă caracteristică majoră. În această situaţie, rezistenţa mecanică a compozitului liant-agregat va depinde în mare măsură de rezistenţa acestei matrice în sine şi mai puţin de interacţiunea directă dintre liant şi suprafaţa granulelor.

Dimpotrivă, în cazul utilizării lianţilor chimici este necesară urmărirea în primul rînd a mecanismului transformărilor care au loc pe suprafaţa granulelor de agregat. Pornind de la acest considerent, în cercetările efectuate a fost studiată situaţia lierii produselor refractare în condiţiile în care procentul de liant efectiv scade sub 1 % în greutate, raportat la masa totală a amestecului.

Evident, în această situaţie nu se mai poate vorbi despre o matrice liantă diferită mineralogic, produsul nu mai este un compozit şi structura de rezistenţă se realizează prin intermediul unei faze liante cantitativ minore şi acţionînd la interfaţa granulelor în contact. Desigur, în acest caz, lierea este cu atît mai avantajoasă cu cît suprafaţa de contact între granule este mai mare, asigurîndu-se un grad de umplere mai ridicat la compactarea amestecului agregat-liant, principala cale de realizare a acestei condiţii fiind alegerea unei compoziţii granulometrice optime. Dacă se ia în considerare asigurarea lucrabilităţii amestecului, corespunzător tehnologiei (presare, vibrare, ştampare etc.), situaţia pare mult mai complicată. Trebuie să se realizeze un compromis între tendinţa de scădere a cantităţii de liant şi necesitatea menţinerii lucrabilităţii.

Rezolvarea acestei probleme a fost urmărită în primul rînd, în acest scop recurgîndu-se la utilizarea soluţiilor coloidale ca mediu de dispersare a liantului chimic în masa amestecului granular. Soluţia de bază utilizată a constituit-o alumina coloidală, obţinută prin dizolvarea aluminiului metalic în soluţie de acid clorhidic sau clorură de aluminiu. Folosirea soluţiei de alumină coloidală în cazul lierii fosfatice implică următoarele avantaje :

— asigurarea unei tixotropii foarte ridicate a amestecului în condiţiile adăugării unui procent scăzut de component oxidic (Al_2O_3);

— generarea de *punţi de sprijin* pentru lanţurile polifosfatice formate în timpul arderii şi asigurarea pe această cale a lierii optime a granulelor chiar şi în afara suprafeţelor de contact direct.

Alegerea liantului fosfatic trebuie să se facă ţinînd seamă de condiţiile de coexistenţă cu soluţia coloidală, atît în faza iniţială a realizării amestecului, cît şi ulterior, în diferitele etape ale tratamentului termic. Astfel, adăugarea de acid fosforic sau de sare acidă solubilă (monofosfatul de aluminiu) ar pune în pericol existenţa stării coloidale, cunoscîndu-se faptul că domeniul de valori *pH* cunoscîndu-se coloidale este cuprins între 2,5 şi 5,5.

Din gama largă a compuşilor aluminofosfatici prezentaţi în tabloul transformărilor chimice din figura 3, tripolifosfatul acid de

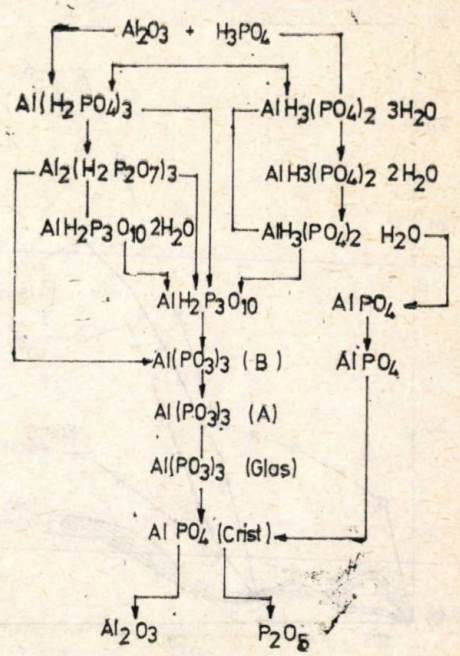


Fig. 3. Tabloul transformărilor chimice în sistemul Al_2O_3—H_3PO_4

aluminiu, $AlH_3P_3O_{10} \cdot 2H_2O$, corespunde cel mai bine scopului propus, şi anume este insolubil în apă sau în soluţii slab acide pînă la temperatura de 140°C şi relativ uşor de obţinut ; se dispersează foarte fin în soluţia de alumină coloidală, împreună cu care formează o barbotină omogenă.

Important de remarcat este faptul că adăugarea tripolifosfatului acid de aluminiu la soluţia coloidală aluminoasă nu modifică proprietăţile acesteia, în special capacitatea de a asigura o tixotropie ridicată amestecurilor de agregate granulare care se pot realiza prin vibrare, ştampare sau presare, la un conţinut în procente sub 1 % component oxidic, raportat la masa totală a amestecului.

Caracterul acid al tripolifosfatului utilizat se manifestă în intervalul de temperatură 300 — 900°C cînd are loc şi modificarea structurală a compusului aluminos rezultat în urma transformării soluţiei coloidale. Ca urmare, după arderea la temperatura de 1 450°C, faza liant se prezintă sub forma unei structuri tridimensionale omogene şi compacte de tip Al_2O_3 — $AlPO_4$, uniform distribuită în spaţiul intergranular şi care conferă o înaltă rezistenţă mecanică produselor.

La experimentarea practică a amestecului liant menţionat au fost utilizate în special

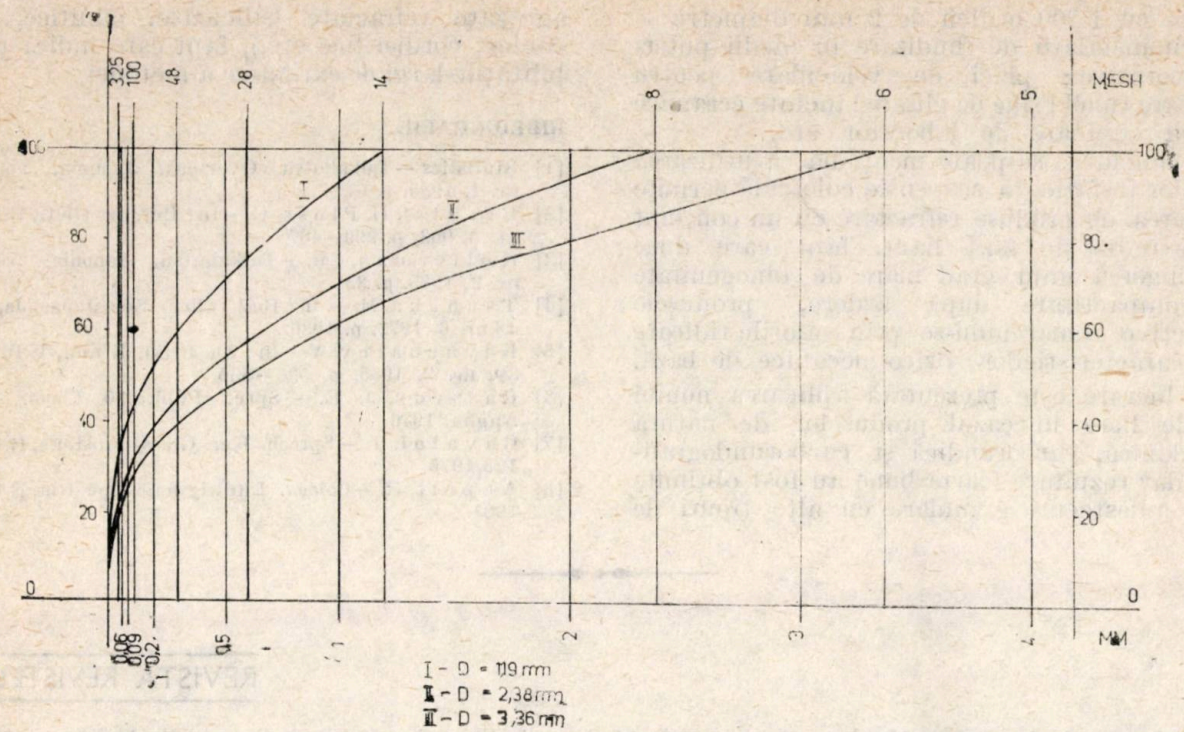


Fig. 4. Curbe granulometrice pentru agregat granular

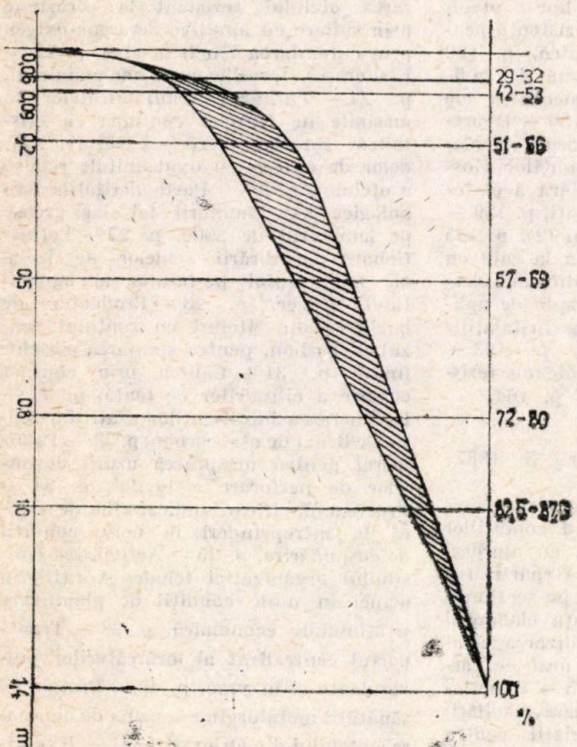


Fig. 5. Zona compoziţiilor granulometrice optime pentru mase carborundice

agregate refractare granulare de înaltă puritate de tip corindonic (alumină tabulară, alumină sinterizată), mulitic, carbură de siliciu şi grafit. Compoziţiile granulometrice ale amestecurilor de agregate sînt prezentate în figurile 4 şi 5.

Pentru exemplificare au fost alese trei tipuri de produse, pentru care sînt menţionate principalele caracteristici fizico-chimice şi mecanice determinate după arderea la temperatura maximă de utilizare.

Produsele au fost realizate prin vibrare, ştampare şi presare, valorile caracteristicilor variind în funcţie de modul de exploatare.

Produs supercorindonic

Compoziţie chimică: peste 99 % Al_2O_2; rezistenţa la încovoiere: 180 — 300 daN/cm²; rezistenţa la compresiune: 800—1100 daN/cm²; porozitate: 16 — 19 %; temperatura maximă de utilizare: 1900°C; densitate aparentă: 2,95—3,15 g/cm³.

Produs carborundic

Compoziţie chimică: SiC 85 %, Al_2O_3 13%; rezistenţa la încovoiere: 300 — 400 daN/cm²; rezistenţa la compresiune: 900 — 1300 daN/cm²; porozitate: 12 — 16%; temperatura maximă de utilizare: 140 °C; densitatea aparentă: 2,55 — 2,75 g/cm³.

Produs carborundografitic

Compoziţie chimică: SiC 25 %, C 8%; rezis-rezistenţa la încovoiere: 65 — 100 daN/cm²; rezistenţa la compresiune: 250 — 400 daN/cm²; densitate aparentă: 2,30 — 2,40 g/cm³.

Ele au fost destinate pentru locuri speciale de utilizare cum ar fi: suporţi de rezistenţă pentru încălziri la temperaturi foarte înalte în atmosferă de hidrogen; plăci cu diametrul de 400 mm şi grosimea de 18 mm pre-

văzute cu 1 200 orificii de 2 mm diametru — pentru instalații de fluidizare în medii puternic corosive; plăci de vehiculare pentru cuptoare tunel; șine de glisare; incinte ceramice pentru cuptoare de laborator etc.

În concluzie, se poate menționa că utilizarea lianților fosfatici în suspensie coloidală permite obținerea de produse refractare cu un conținut foarte redus de fază liant, fapt care duce la atingerea unui grad mare de omogenitate și compactitate după ardere, produsele respective remarcîndu-se prin valorile ridicate ale caracteristicilor fizico-mecanice de bază.

În lucrare este prezentată aplicarea noului tip de liere în cazul produselor de natură corindonică, carborundică și carborundografitică, dar rezultate foarte bune au fost obținute și în amestecuri granulare cu alte tipuri de agregate refractare (silicioase, mulitice, zirconice, cordieritice etc.), fapt care indică posibilitățile largi de extindere a metodei.

BIBLIOGRAFIE

[1] Statistics — Taikabutsu Overseas, Japonia, vol. 5, nr. 1, 1985, p. 67
[2] Bechtel, H. Ploss, G. — În: Ber. der DKG, R.F.G., nr. 8, 963, p. 399—407
[3] Kolterman, M. — Taikabutsu, Japonia, vol. 5, nr. 2, 1985, p. 35
[4] Tsuhaka, M. — În: Bull. Chem. Soc. Japan, Japonia 48,nr. 6, 1973, p. 1830.
[5] Klyucharev, V. — În: Zh. Prikl. Khim., U.R.S.S., 39, nr. 3, 1965, p. 530—535
[6] Cassydy, J. E. — Spec. Publ. 30 Chem. Soc., Anglia, 1976
[7] Chvatal, T. — Sprech. Ker. Glass-Baustoffe, R.F.G., 108/1975
[8] Appelt, R. — Colocv. Ludwigshafen pe Rin, R.F.G., 1981.

REVISTA REVISTELOR

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, nr. 1, 1987

Degradarea cocsului prin fisurare superficială într-un tambur modificat, p.3 — Evaluarea parametrului viteză în cazul reducerii în atmosferă de hidrogen a unei sfere de hematită la presiune înaltă și elucidarea fenomenului de stagnare a influenței presiunii asupra vitezei de reducere, p. 10. — Condiții pentru prevenirea înfundării duzelor și efectele metalurgice ale metodei de insuflare a prafurilor la pretratamentul (desiliciere, defosforare) fontei lichide, p. 18 — Calcularea cîmpului forțelor electromagnetice pntru agitarea prin inducție la turnarea continuă, p. 25 — Punerea la punct a materialelor pentru matrițele utilizate la forjarea izotermă în aer a superaliajelor, p. 34 — O metodă de spumare a băii la sistemul de tratament termic direct aplicat la fabricarea sîrmei laminate, p. 42 — Influența microstructurii asupra tenacității oțelurilor de scule prelucrate la cald, AISI H13, H10 și H19, p. 51 — Analiza suprafeței metalului (I), p.60.

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 2, 1987

Tehnologii care au făcut posibilă legarea directă a turnării continue și a laminării la cald, p. 81 — Influența geometriei crestăturii asupra ductilității la cald a austenitei, p. 103 — Mecanismul de inhibare a oxidării și realizarea unei noi acoperiri de protecție pentru reîncălzirea sleburilor, p. 110 — Microalierea optimă cu niobiu și bor a oțelurilor slab aliate de înaltă rezistență pentru prelucrare termomecanică, p. 120 — Compoziția chimică optimă și condițiile de prelucrare termomecanică ale oțelului cu niobiu și bor, p. 130 — Reprezentarea colorată cu ajutorul calculatorului a configurației grăunților Goss după o recoacere intermediară a oțelului silicios cu grăunți orientați, p. 139 — Analiza suprafeței metalului (2), p. 145 — Robot pentru torcretarea la cald cu materiale refractare a cuptorului electric cu arc, p. 162 — Exemple de aplicare a cuplajelor elastice la instalațiile din industria siderurgică, p. 163 — Oțel pentru rulmenți cu bile cu rezistență ridicată la oboseală, p. 164.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 3, 1987

Creșterea eficienței eliminării claselor mari care nu corespund condițiilor tehnice din peletele brute, cu ajutorul ciurului cu role, p. 13 — Repartizarea rațională a fluxului de gaz pe secțiunea furnalului, p. 14 — Eficiența elaborării fontei de turnătorie cu utilizarea combustibilului sub formă de praf de cărbune și gaz natural, p. 15 — Funcționarea gurilor de vînt în cazul insuflării combinate, p. 17 — Instalații pentru comanda automatizată a procesului deversării zgurelor din oale, p. 18 — Elaborarea oțelului pentru șine în convertizorul cu oxigen, p. 20 — Elaborarea oțelului 32HG2SAF pentru prăjini de foraj, p. 21 — Tehnologie eficientă de insuflare a silicocalciului sub formă de pulbere în oala de turnare a oțelului de mare capacitate, p. 23 — Decarburarea oțelului rezistent la coroziune prin suflare cu amestec de argon-oxigen prin cufundarea lăncii în aliaj, p. 23 — Elaborarea ferosilicomanganaluminiului, p. 24 — Turnarea semifabricatelor la mașinile de turnare continuă cu cristalizor rotativ, p. 25 — Utilizarea sondelor de oxigen cu oxidabilitate redusă a oțelului, p. 26 — Particularitățile tehnologice ale laminării tablelor groase pe laminorul de 3000, p. 27 — Perfecționarea calibrării sculelor de lucru ale laminorului perforator al agregatului Pilger, p. 28 — Producția de laminate din oțeluri cu conținut scăzut de carbon, pentru ștanțarea pieselor finite, p. 31 — Călirea prin contact electric a cilindrilor de fontă, p. 32 — Regenerarea lubrifianților uzați din secția de benzi de oțel carbon, p. 33 — Profilograf pentru măsurarea uzurii dornurilor de perforare a țevilor, p. 34 — Practica planificării indicatorilor de muncă la întreprinderi în noile condiții de gospodărire, p. 35 — Activitatea consiliului organizației tehnico-științifice a uzinei în noile condiții de planificare și stimulare economică, p. 38 — Transportul centralizat al încărcăturilor pulverulente și în vrac, p. 40 — Protejarea sănătății metalurgilor la uzina de laminare a oțelului din Orlovsk, p. 41 — Experiența muncii fără accidente și avarii, p. 42 — Activitatea profilactică în protecția muncii, p. 42 — Complex robototehnic pentru matrițarea lingurilor de masă, p. 44.

Ing. P. Țocu, ing. I. Iacoban
și ing. D. Lazăr
ICEM — București

Studierea influenței supragranulației minereurilor, calcarului și combustibilului asupra regimului de aglomerare

CZ : 622.782 ; 662.8.05

Granulația maximă a minereurilor pentru aglomerare este limitată de natura lor chimico-mineralogică ; minereurile hematitice se aglomerează ușor pînă la o granulație de 8 — 10 mm, în timp ce minereurile magnetitice trebuie să aibă o granulație sub 6 mm. Fondantul și combustibilul solid sînt măcinate strict sub 3 mm.

Pornind de la aceste cunoscute condiții tehnologice de aglomerare s-au efectuat experiențe la ICEM (lucrînd în condiții similare celor industriale, în scopul stabilirii influenței supragranulației minereurilor, calcarului, combustibilului și asupra indicilor tehnico-economici ai procesului de aglomerare.

S-a constatat că minereul mărunt prezintă cel mai mare conținut de fracție granulometrică (+ 10 mm). Ponderea acestui component în compoziția de minereuri pentru aglomerare influențează în mod direct

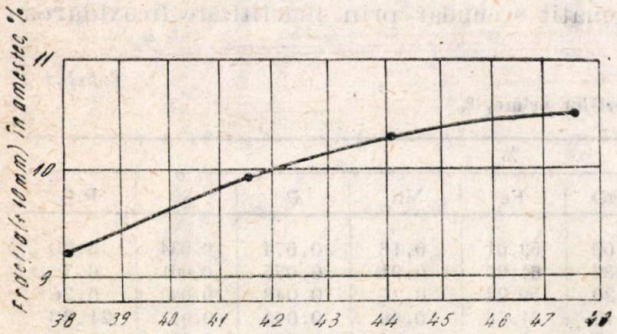


Fig. 1. Influența ponderii minereului (Minereu I) asupra supragranulației amestecului

supragranulația amestecului de aglomerare. Din determinările de granulație efectuate au rezultat următoarele valori medii lunare (fig. 1) :

— luna	iunie	iulie	august	septembrie
minereu I				
în amestec, %	44	41,5	38	47,5
— fracția (+10 mm)				
în amestec, %	10,3	9,9	9,2	10,5

Tot din datele de exploatare industrială a rezultat că principalul factor granulometric care înrăutățește procesul aglomerării și calitatea aglomeratului produs îl constituie supragranulația (fracția + 3 mm) calcarului și cocsului. Din determinările efectuate s-au constatat valori foarte mari ale acestei fracții granulometrice :

— luna	iunie	iulie	august	septembrie
— fracția (+3 mm, %)				
— în calcar	24	22	28	27
— în cocs	56	54	62	67

Trebuie menționat faptul că în perioadele umede sau reci, din cauza ciuruirii necorespunzătoare după măcinare, valorile supragranulației la calcar și cocs sînt mai mari.

În perioade de lucru utilizînd aceeași rețetă de minereuri s-a urmărit valoarea supragranulației la calcarul și cocsul utilizate la aglomerare și rezistența mecanică la tobă a aglomeratului produs. Corelarea acestor doi parametri de aglomerare este prezentată în figura 2. Creșterea supragranulației (medie ponderată) în suma (calcar + cocs) de la 21 la 30 % are ca efect micșorarea rezistenței mecanice a aglomeratului (mărirea valorii fracției — 5 mm, la tobă) cu cca 15% (procente relative).

Pentru stabilirea influenței acestor supragranulații asupra valorilor parametrilor de aglomerare s-au efectuat la ICEM două serii de aglomerări : una cu granulația curentă, de exploatare a materiilor prime — seria 2, cealaltă cu granulația de principiu (minereurile sub 10 mm iar calcarul și cocsul sub 3 mm) — seria 1 (de referință).

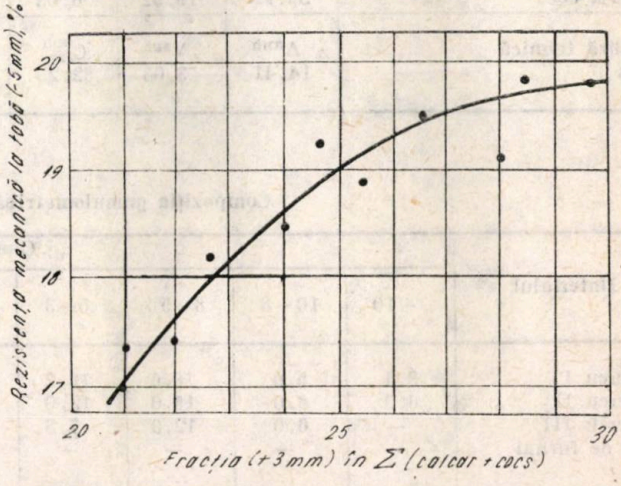


Fig. 2. Influența supragranulației calcarului și cocsului asupra calității aglomeratului

S-a lucrat cu o reţetă de minereuri apreciată ca reprezentativă pentru balanţa anuală de aprovizionare cu materii prime a aglomeratorului respectiv. Această reţetă s-a păstrat pentru ambele etape de lucru.

Compoziţia chimică a materiilor prime utilizate este prezentată în tabelul 1 iar compoziţia granulometrică, în tabelul 2.

Este vorba de un amestec de minereuri hematitice, unele parţial limonitizate (tab. 1). Din tabelul 2 se constată că materiile prime prezintă următoarele supragranulaţii : minereul I — 8,4 %, minereul II — 6 %, calcarul — 27% iar cocsul — 68%.

Datele medii pe etapa de aglomerare sînt prezentate în tabelul 3.

Datorită creşterii valorii fracţiilor grobe în amestec, stratul de material de pe grătar este mai afînat (scade greutatea volumetrică şi depresiunea de aspiraţie dinainte de aprindere) şi în consecinţă creşte puţin şi viteza verticală de aglomerare. Se măreşte însă şi neomogenitatea amestecului de aglomerare, ceea ce are ca urmare scăderea intensităţii de ardere în strat, dispersarea frontului de aglomerare pe o înălţime mai mare şi producerea unui aglomerat mai puţin topit (% FeO scade), cu o macroporozitate mai mare (scade depresiunea de aspiraţie finală) şi o rezistenţă mecanică mai slabă (fracţia sub 5 mm obţinută la încercarea la tobă creşte cu cca 14%). Datorită măririi porozităţii aglomeratului, reductibilitatea creşte puţin — 2,7%, faţă de scăderea rezistenţei mecanice de 13,8 %.

Compoziţia granulometrică a aglomeratului bun (peste 8 mm) rămîne relativ constantă însă indicii tehnico-economici ai procesului de aglomerare se înrăutăţesc evident : consumul specific de cocs (kg/t aglomerat) creşte cu 39,2 %, productivitatea (kg/m² oră) scade cu 5,4 %.

Analiza mineralogică a aglomeratului confirmă interpretarea dată pentru tabelul 3.

În mod curent, structura aglomeratului autofondant produs din minereuri hematitice constă în principal din granule cristalizate de magnetit, înglobate într-o masă desi licaţi, ferosilicaţi şi feriţi de calciu (cristalizaţi sau sub formă de sticlă amorfă). Compoziţia mineralogică şi mărimea granulelor diferă nu numai de la o probă la alta, ci şi în funcţie de microzona studiată, fiind determinate în principal de compoziţia chimică a amestecurilor din microzonă, respectiv de viteza de răcire a aglomeratului ; în microzonele la care răcirea aglomeratului s-a produs cu viteză mare, s-a format o structură de granulaţie fină (fig. 3,*a*) iar în microzonele cu aglomerat compact, fără micropori sau fisuri, s-au putut forma granule mai mari de magnetit. În zonele periferice ale bucăţilor de aglomerat s-a format hematit secundar prin martitizare (reoxidarea

Tabelul 1

Compoziţia chimică a materiilor prime, %

Materialul	%								
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	Fe	Mn	P	S	P.C.
Minereu I	14,65	2,77	2.38	3,00	52,01	0,16	0,074	0,034	3,00
Minereu II	1,76	0,94	0,30	1,84	61,67	0,91	0,075	0,001	6,7
Minereu III	6,15	—	1,50	2,20	59,24	0,27	0,048	0,009	6,20
Praf de furnal	10,66	6,96	9,17	2,13	31,08	0,49	0,045	0,012	21,63
Calcar	1,92	0,40	47,86	4,32	2,90	0,08	0,028	0,018	40,28
Cenuşă cocs	33,95	19,92	6,03	3,37	20,20	0,87	0,323	2,160	3,45
Analiză tehnică	A^{anh}	V^{anh}	C_{fix}^{anh}	S_{tot}^{anh}					
Cocs	14,41	3,08	82,25	1,08					

Tabelul 2

Compoziţia granulometrică a materiilor prime, %

Materialul	Clasa granulometrică, %										
	+10	10—8	8—5	5—3	3—1	1—0,63	0,63—0,30	0,30—0,16	0,16—0,10	0,10—0,07	—0,07
Minereu I	8,4	5,0	18,6	13,2	19,6	7,8	9,5	5,6	4,2	2,1	6,0
Minereu II	6,0	6,0	15,0	12,0	20,0	8,2	12,3	8,2	4,9	2,1	5,3
Minereu III	—	6,0	12,0	7,8	11,8	6,2	12,5	12,5	12,5	9,4	9,3
Praf de furnal	—	—	—	—	14,0	7,0	8,5	13,0	10,0	10,0	37,5
Calcar	—	—	7,0	20,0	32,0			41,0			
Cocs	0,7	3,3	49,0	15,0	12,4			19,6			

Tabelul 3

Parametrul	Unitatea de măsură	Etapa de aglomerare		Diferența	
		1 (ref)	2	Unitatea de măsură	% relative
Compoziția:					
— minereu I	%	60	60		
— minereu II	%	16	16		
— minereu III	%	16	16		
— praf de furnal	%	8	8		
— total	%	100	100		
— *Adaosuri:*					
— calcar(C) : % dinM	%	26,2	26,2		
— cocs : %din (M+C)	%	3,16	4,16	+1,00	+31,6
— *Caracteristicile amestecurilor de aglomerare:*					
— umiditatea	%	7,1	7,1		
— greutatea volumetrică	t/m³	2,608		2,529	
— *Regimul de aglomerare:*					
— depresiunea sub grătar					
— inițială	mmHg	60	55		
— finală	mmHg	29	22		
— temperatura maximă sub grătar	°C	490	507		
— viteza verticală de aglomerare	mm/min	18,35	18,65		
— *Caracteristicile aglomeratului:*					
— Compoziția chimică :					
SiO_2	%	15,45	15,40		
Al_2O_3	%	0,52	0,11		
CaO	%	19,06	18,37		
MgO	%	1,69	1,80		
FeO	%	6,97	4,40		
Fe	%	44,76	45,44		
Mn	%	0,33	0,32		
P	%	0,060	0,059		
S	%	0,033	0,049		
Bazicitatea $\frac{CaO+MgO}{SiO_2+Al_2O_3}$	—	1,299	1,300		
— compoziția granulometrică :					
+50 mm	%	34,0	37,6		
50—30 mm	%	14,7	12,6		
30—20 mm	%	7,9	7,8		
20—10 mm	%	32,7	34,1		
10— 8 mm	%	10,7	7,9		
— rezistența mecanică la tobă :					
fracția — 5 mm	%	16,7	19,0	+2,5	+13,8
fracția — 8 mm	%	39,1	42,7	+3,6	+9,2
— reductibilitatea	%	80,8	83,0	+2,2	+2,7
— *Indicatorii tehnico-economici* :					
— consumul specific de cocs	kg/t aglomerat	40,71	56,66	+15,95	+39,2
— productivitatea	kg/m²h	1597,3	1511,1	−86,2	−5,4

magnetitului Fe_3O_4 la martit Fe_2O_3 — cu menținerea rețelei cubice pseudomorfice). Aceasta este structura mineralogică a aglomeratului produs în seria de referință 1 (fig. 3, *a*).

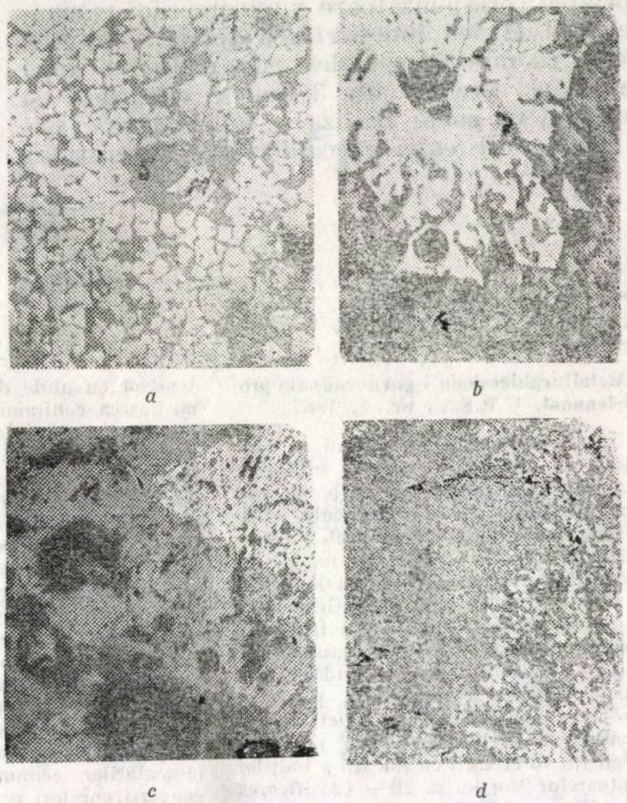


Fig. 3. Microstructurile aglomerării : *a* — în etapa de aglomerare 1 ; *b*, *c* și *d* — în etapa de aglomerare 2 ; *M* — magnetit ; *S* — silicați — ferosilicați de calciu, sticlă ; *P* — pori, micropori ; *H* — hematit ; *P* — ferit ; *V* — var ; X 100 (fig. *b* X200)

În microstructura probelor de aglomerat produs în seria de aglomerări 2 (cu fracții grobe de minereuri, calcar și cocs) se observă în mod curent efectele neomogenității granulometrice a amestecului (fig. 3, *b*, *c*, *d*). Granulele mari de hematit primar nu au avut timp să se topească, să se reducă și să se recristalizeze, apărînd parțial topite, ca fază separată din faza de magnetit, feriți de calciu). Particulele mari de calcar s-au disociat și au rămas sub formă de var neasimilat sau sînt topite parțial formînd segregații de silicați de calciu neasimilați, cu un nucleu de var. Particulele mari din sterilul acid al minereurilor (cuarț, cuarțite) au reacționat incomplet din punct de vedere chimic și se regăsesc sub formă de cîmpuri de silicați-sticlă. În microzonele cu supragranulație de cocs s-au produs topiri complete ale materialelor, magnetitul recristalizîndu-se sub formă de dendrite din faza lichidă.

Toate aceste tipuri de neomogenități ale microstructurii aglomeratului constituie nuclee de tensiuni interne ca urmare a comportării diferite la răcire, în raport cu zonele limitrofe, și slăbesc rezistența mecanică a aglomeratului, mărind cantitatea de retur a procesului și necesitînd mărirea însemnată a consumului specific de combustibil.

În concluzie, se poate considera că prin sortarea corespunzătoare a minereurilor mărunte I şi II, cu îndepărtarea totală a fracţiei peste 10 mm şi mai ales prin realizarea unei măcinări corecte sub 3 mm a calcarului şi cocsului se poate realiza o îmbunătăţire sensibilă a rezistenţei mecanice a aglomeratului produs, însoţită de o micşorare neglijabilă a reductibilităţii acestuia. În raport cu situaţia de exploatare uzinală analizată (supragranulaţie de 68% pentru cocs şi 27% pentru calcar), se poate realiza o reducere a consumului specific de cocs de cca 28% şi o mărire a productivităţii cu 5,7%.

REVISTA REVISTELOR

Metallurghiceskaia i gornorudnaia promişlennost, U.R.S.S., nr. 1, 1987

Influenţa alimentării aerului în conducta de aer inelară asupra uniformităţii repartizării sale pe gurile de vînt ale furnalului, p. 9 — Eficienţa optimizării debitului de gaz natural, p. 11 — Eficienţa folosirii presiunii mărite în condiţiile procedeului modern de furnal, p. 12 — Repartizarea combinaţiilor bazice pe înălţimea furnalului şi influenţa acestora asupra stabilităţii garnisajului, p. 15 — Cauzele distrugerii zidăriei vetrei combinate a furnalului, p. 17 — Studierea legităţilor tehnologiei de microaliere a oţelului cu bor, p. 18 — Eficienţa torcretării cu flacără a bolţilor cuptoarelor Martin, p. 20 — Clasificarea şi unificarea oţelurilor de construcţie, p. 21 — Particularităţile influenţei calciului asupra gradului de omogenitate a structurii şi călibilităţii oţelurilor de construcţie slab aliate şi cu conţinut scăzut de carbon, p. 23 — Reglarea diferenţei de grosime a tablelor la laminoarele de tablă groasă prin conducerea regimului de viteze de laminare, p. 25 — Laminarea profilelor în condiţiile de limitare completă a lăţirii, p. 27 — Producţia de cilindri din fontă cu conţinut înalt de crom, p. 28 — Perfecţionarea fabricării sleburilor din oţeluri necalmate la slebingul 1150, p. 30 — Automatizarea conducerii prin dispecer a complexului oţel laminat la Krivorojstal, p. 33 — Îmbunătăţirea calităţii suprafeţei ţevilor din oţel 09-H18N9, p. 35 — Perfecţionarea reglării laminorului Pilgher, p. 37 — Instalaţia de dresare suplimentară pentru îndreptarea profilelor U, p. 38 — Perfecţionarea tehnologiei de producere a oţelului beton în colaci şi a sîrmei din oţel 16HSN, p. 39 — Influenţa tratamentului termic asupra micşorării rezistenţei la tăiere a semifabricatelor pentru ţevi din aliaje de înaltă rezistenţă, durificabile prin dispersie, p. 41 — Perfecţionarea răcirii lingourilor în gropi încălzite electric, p. 43 — Temperatura de încărcare şi durata încălzirii lingourilor, p. 45 — Estimarea influenţei defectelor suprafeţei sîrmei asupra rezistenţei sale, p. 47 — Pregătirea sapelor cu role pentru exploatare şi folosirea lor raţională la combinatele miniere de la Krivbass, p. 48 — Variantă nouă de tehnologie ciclică în flux la exploatarea cuarţitelor magnetitice, p. 50 — Tehnologia durificării dinţilor excavatoarelor cu unde de şoc, p. 52 — Diagnosticarea echipamentelor sistemelor de încărcare a furnalelor, p. 54 — Perfecţionarea utilajului pentru durificarea termică a roţilor de cale ferată, p. 56 — Cauzele formării fisurilor în corpurile convertizoarelor cu oxigen, p. 57 — Fonte aliate de rezistenţă înaltă antifricţiune pentru ansamblurile de frecare prin alunecare, p. 60 — Alegerea schemelor de structură ale complexelor tehnologice robotizate (CTR), p. 62 — Planificarea ritmurilor de creştere a productivităţii muncii pe baza indicatorilor dezvoltării tehnice a producţiei, p. 64 — Studierea influenţei măririi procentului de fier vechi în şarjă asupra indicatorilor economici ai funcţionării convertizoarelor, p. 66 — Formarea fondului de salarii al personalului de producţie industrial în noile condiţii de gospodărire, p. 68 — Importanţa la nivelul economiei naţionale a lărgirii producţiei de tipuri de laminate economice din metal, p. 69 — Creşterea eficienţei utilizării resurselor naturale în condiţiile Centralei minereului din Balaklavsk, p. 70 — Creşterea rezistenţei de exploatare a cilindrilor de lucru din fontă, pentru producţia de tablă striată, p. 71 — Perfecţionarea închizătoarelor de oală cu sertar şi a utilajului pentru pregătirea lor, p. 72 — Creşterea siguranţei utilajelor şi a proceselor tehnologice la Combinatul minier InGOK, p. 74.

Stal, U.R.S.S., nr. 3, 1987

Sistem de măsurare cu radiaţii infraroşii a şarjei pentru controlul repartizării gazului în furnal,p. 6 — — Sistem de optimizare a consumului de gaz natural, p. 9 — Probleme teoretice ale peletizării minereului de fier, p. 13 — Utilizarea curentului electric al furnalului pentru controlul topirii, p. 17 — Structura algoritmului controlului şi conducerii procesului de convertizor, p. 22 — Utilizarea sondelor de oxigen în producţia de oţel slab aliat, p. 28 — Conducerea tăierii semifabricatului la maşinile mari de turnare a sleburilor cu utilizarea tehnicii de microproces, p. 30 — Sistem automat de conducere a şarjei în convertizor la combinatul metalurgic Dunai Vaşmii, p. 32 — Sisteme automatizate de conducere a elaborării electrice a oţelului, p. 35 — Regulator de putere pentru cuptoarele cu arc pentru elaborarea oţelului şi a feroaliajelor, p. 37 — Controlul electrochimic al oxidării metalului la elaborarea oţelului rapid în cuptorul cu arc, p. 39 — Utilizarea calculatorului electronic pentru conducerea procesului de elaborare a silicomanganului, p. 42 — Studierea conducerii laminoarelor continue prin procedeul controlului tensiunilor dintre caje, p. 44 — Reglarea automată a laminorului continuu la rece, p. 49 — Sistemul stabilizării grosimii benzii la laminorul universal 1200, p. 50 — Controlul automat al temperaturii metalului la laminorul reversibil la cald, p. 55 — Alimentarea automată cu lingouri cu comandă program, p. 57 — Instalaţie complexă cu microprocesor pentru comanda motorului electric cu tiristori al laminoarelor, p. 59 — Perfecţionarea procesului de laminare a ţevilor cu diametru mare şi mediu, p. 61 — Utilizarea oţelului 4OH —PV pentru producţia de şuruburi cu rezistenţă înaltă, p. 68 — Îmbunătăţirea calităţii sîrmei din oţel trase la rece cu deformarea elastică suplimentară, p. 72 — Ţevi întărite termic, sudate elicoidal cu diametru mare din oţel 17G1S-u p. 74 — Proprietăţile pe direcţia grosimii tablei groase laminate din semifabricate turnate continuu, p. 76 — Eliminarea structurii feritoperlitice la ţevile de cazane din oţel 2OK, p. 80 Proprietăţile oţelului-beton tratat termic în băi, din căldura de laminare, p. 82 — Studierea procesului de eliminare a ţunderului la polarizarea anodică a oţelurilor austenitice, p. 84 — Oţeluri cu conţinut ridicat de azot, p. 87 — Influenţa compoziţiei granulometrice a pulberii H18N15—PM asupra proprietăţilor laminatului poros, p.89 — Asigurarea specială cu program a sistemului de dispecerizare a secţiei de pregătire a garniturilor la combinatul Krivorojstal, p. 91 — Întocmirea planului de producţie şi controlul asupra livrărilor producţiei cu utilizarea sistemului automat de comandă Zakaz, p. 94 — Instalaţie pentru conducerea automată a regimului de temperatură al cuptorului continuu cu grinzi păşitoare, p. 97 — Epurarea gazelor de la cuptoarele electrice de topire a oţelului în aparate cu grătar staţionar granulor, p. 100 — Perfecţionarea normării necesarului de cabluri pentru nevoile de reparaţii-exploatare, p. 102 — Încercarea filtrului electric la tensiune alternativă, p. 105.

Stadiul influenței compoziției electrolitului asupra purității cuprului rafinat prin electroliză cu curent inversat periodic

Prof. dr. ing. N. Petrescu
Institutul politehnic — București
dr. fiz. Lucia Ganovlei și chim. Mirela Brițchi
ICECHIM — București

CZ : 621.35 : 669.054

Recent, a fost realizată o nouă capacitate de producție pentru extracția cuprului, care funcționează pe baza unui procedeu modern de topire în suspensie, căruia i s-au adus îmbunătățiri prin aplicarea unor soluții de concepție proprie.

Pe plan mondial, există tendința creșterii productivității instalațiilor de rafinare electrolitică a cuprului, concomitent cu obținerea unui cupru catodic de calitate superioară [1]—[6]. În scopul realizării acestui deziderat, în cadrul tehnologiei convenționale de rafinare electrolitică, s-a urmărit creșterea densității de curent. Această creștere este însă limitată de o serie de efecte care influențează nefavorabil desfășurarea electrolizei și calitatea depozitelor de cupru catodic. Dintre acestea se menționează : scăderea concentrației ionilor de cupru în stratul de electrolit din vecinătatea catodului ; creșterea supratensiunii catodice cu posibilitatea depunerii la catod a ionilor mai puțin nobili decît cuprul ; formarea unor depozite catodice cu suprafața neregulată, care favorizează antrenarea nămolului plutitor din electrolit și impurificarea catozilor ; formarea unor cristale dendritice pe suprafața catodului, care pot provoca scurtcircuite între anod și catod, cu scăderea eficienței curentului ; creșterea supratensiunii anodice la creșterea densității de curent, care duce la pasivarea anozilor și împiedică dizolvarea anodică a cuprului (poate merge pînă la întreruperea curentului).

Intensificarea procesului de electroliză prin creșterea densității de curent, în condițiile obținerii unui cupru catodic de calitate superioară, este posibilă prin aplicarea unei noi tehnologii de rafinare electrolitică a cuprului, care implică folosirea curentului inversat periodic [1—6].

Aplicarea tehnologiei de rafinare electrolitică a cuprului cu curent inversat periodic. Principiul de bază al tehnologiei de electroliză cu curent inversat periodic constă în alimentarea celulelor de electroliză cu un curent sub forma unor impulsuri dreptunghiulare cu polaritatea alternativ pozitivă și negativă, avînd durate diferite. Pentru asigurarea unei eficiențe mari de curent, se folosesc de obicei impulsuri ale curentului direct cu durate de ordinul zecilor de secunde, urmate de inversarea polarității curentului pe perioade mai scurte, de ordinul zecimilor de secundă. Într-o lucrare publicată anterior [7] s-au prezentat principiile teoretice care stau la baza acestei tehnologii și s-au evaluat parametrii optimi de lucru pentru lucrările experimentale în celule de laborator.

Folosirea curentului inversat periodic, în procesul de rafinare electrolitică a cuprului, are ca efect depolarizarea catozilor în timpul perioadei anodice, timp în care, odată cu dizolvarea unei anumite cantități din cuprul depus trec în electrolit și o parte din impuritățile insolubile depuse la catod. Inversarea periodică a polarității curentului împiedică creșterea dendritică a cristalelor de cupru, avînd ca rezultat formarea unor depozite de cupru cu granulație fină și, implicit, o mai mică antrenare a impurităților din electrolit pe suprafața catodului. Aceste efecte permit, în cadrul noii tehnologii, obținerea unui cupru de calitate superioară, cu conținut scăzut de impurități.

Rafinarea electrolitică a cuprului cu curent inversat periodic a început să fie aplicată din 1966 în Bulgaria, iar în prezent, peste 16% din producția mondială de cupru se obține prin această tehnologie [1] în cadrul secțiilor de electroliză existente, sau în cadrul unor secții construite special.

În tabelul 1 se prezintă parametri de lucru și date tehnologice privind aplicarea procesului de rafinare electrolitică a cuprului cu curent inversat periodic la secțiile de rafinare din Austria, R.P.Bulgaria, Anglia, U.R.S.S., Franța, Japonia, S.U.A., Zambia și Spania [1—12].

Din tabel se constată că au fost aplicate pe scară industrială densități de curent de 330—360 A/m² și chiar mai mari, 400 A/m² la Mufulira-Zambia, iar în Iugoslavia s-au făcut încercări de electroliză la densități de curent pînă la 460 A/m². La uzina Montanwerke din Austria densitatea de curent a crescut treptat, pe măsura perfecționării noului procedeu, de la 215 A/m² în 1970 la 358 A/m² în 1979, așa cum rezultă din datele prezentate în tabelul 2 [2].

Pe baza experienței acumulate în decursul unei îndelungi perioade de aplicare a procedeului de rafinare electrolitică cu curent inversat periodic, cercetătorii de la Montanwerke consideră că densitatea optimă de curent este 330 A/m², care asigură o creștere a capacității de producție cu cca 80% față de productivitatea realizată prin electroliza convențională la Montanwerke cu o densitate de curent de 157 A/m².

Datele din tabelul 1 arată că, prin aplicarea curentului inversat periodic, are loc o creștere a consumului specific de energie electrică în comparație cu consumul de energie la procedeul convențional. Astfel, la uzina Montan-

Tabelul 1

Parametrii de lucru	Montan-werke, Austria	Pirdop, Bulgaria	James Bridge, Anglia	Urale-electro-medi, U.R.S.S.	Du Palais, Franţa	Tamano, Japonia	South-wire, S.U.A.	Mufulira, Zambia	Rio Tinto, Spania
Densitatea curentului catodic, A/m²	330	340—360	350	360	325	350	355	400	330
Randamentul de curent, %	95	85—88	85—90	86—89	96	95	95—97	69—76	95
Durata curentului direct, s	10	20	98	40	—	—	—	200	—
Durata curentului invers, s	1	1	2	1	—	—	—	10	—
Consumul specific de energie electrică, kwh/t Cu	460	460—490	500	440—450	400	377	365	—	430
Consumul specific de abur, t/t Cu	0,61	1,018	0,25	—	0,70	0,183	—	—	0,75

Tabelul 2

Procedeul	Curent continuu	Curent inversat periodic		
Anul	1967	1970	1975	1979
Densitatea de curent, A/m²	154	215	242	358
Compoziţia catozilor, ppm				
Fe	9	9	8	3,4
Ni	6	7	8	3,7
Ag	12	11	10	12,6
Pb	17	11	9	3,7
Sb	7	13	8	2,7
Total, ppm	51	51	43	26,1

werke—Austria, consumul specific de energie electrică a crescut de la 280 kwh/t Cu la 460 kwh/t Cu [1], la James Bridge—Anglia de la 280 la 500 kwh/t Cu [9], la Southwire—S.U.A. de la 265 la 365 kwh/t Cu [6].

Consumul mai ridicat de energie electrică este însă compensat prin reducerea însemnată a consumului de abur pentru încălzirea electrolitului. Astfel, după introducerea noului procedeu, consumul de abur la Montanwerke a scăzut de la 1,24 t abur/t Cu (220 A/m²) la 0,61 t abur/t Cu (330 A/m²) iar la James Bridge de la 0,75 t abur/t Cu (215 A/m²) la 0,25 t abur/t Cu (350 A/m²) [1, 9].

Compensarea consumului de energie electrică prin economia de abur pentru încălzire este dată în figura 1 pe baza datelor de la uzina Montanwerke [2]. Se observă că la creşterea densităţii de curent creşte consumul de energie electrică concomitent cu scăderea consumului de abur. Prin însumarea celor două consumuri de energie, consumul specific total de energie scade.

Randamentul de curent la rafinarea electrolitică a cuprului cu curent inversat periodic este, în general, mai mic decît la electroliza cu curent continuu. Din tabelul 1 se observă că la majoritatea uzinelor se obţin randamente de curent între 85 şi 95%. Se consideră că prin luarea unor măsuri speciale pentru micşorarea numărului de scurtcircuite, printr-o bună izolare a celulelor şi prin asigurarea unei distribuţii uniforme a curentului pe electrozi şi a unor

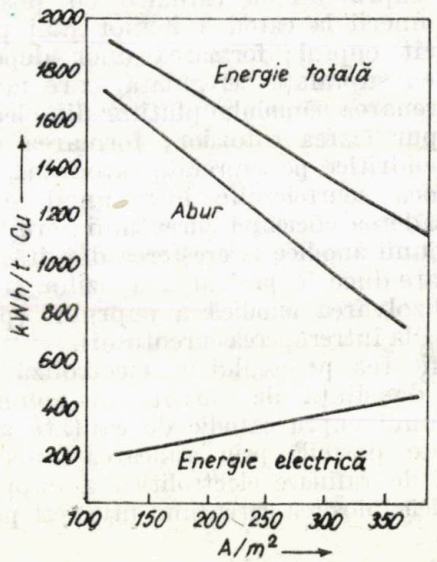


Fig. 1. Consumul specific de energie în funcţie de densitatea de curent la uzina Montanwerke—Austria

contacte electrice perfecte între barele de curent şi electrozi, se poate asigura obţinerea unor randamente de curent peste 90%.

Procedee de purificare a electrolitului pentru obţinerea unui cupru de calitate superioară.. Compoziţia electrolitului folosit nu se deosebeşte, în principiu, de compoziţia celui de la electroliza convenţională cu curent continuu. Tendinţa actuală de a obţine un cupru cu conţinut scăzut de impurităţi impune acordarea unei atenţii sporite purităţii electrolitului, atît

din punctul de vedere al impurităţilor solubile cît şi al celor din nămolul plutitor, un precipitat foarte fin, format în soluţia de electrolit şi prezent în stare dispersă. Nămolul plutitor se formează prin hidratarea şi combinarea sub formă de săruri a unor ioni ca Sb^{+5}, Sb^{3+}, Bi^{3+} şi As^{5+}. Formarea nămolului plutitor depinde de concentraţia stibiului, arsenului şi bismutului din electrolit şi de starea lor de valenţă.

Se ştie că stibiul, bismutul şi arsenul trec din anod în electrolit ca ioni trivalenţi. Ionii trivalenţi de stibiu şi arsen sînt oxidaţi la starea pentavalentă de către oxigenul atmosferic dizolvat în electrolit. Bismutul trivalent nu este oxidat. Pentru a preveni formarea nămolului plutitor trebuie asigurate condiţiile pentru precipitarea acestor elemente în formă de arseniaţi cristalini de stibiu şi bismut, compuşi care decantează în nămolul anodic. În arseniaţi, stibiul şi bismutul sînt trivalenţi iar arsenul pentavalent. În consecinţă, nămolul plutitor începe să se formeze cînd concentraţia stibiului pentavalent depăşeşte o anumită valoare, care după unii autori este 0,05 g Sb/l [14]. Sub această concentraţie se formează precipitate de stibiu şi bismut care se depun odată cu nămolul anodic.

Pentru a menţine o concentraţie scăzută de ioni pentavalenţi de stibiu, este necesar să se menţină o concentraţie totală de stibiu (ioni trivalenţi şi pentavalenţi) în electrolit, sub limita 0,2 g Sb/l [14]. În unele lucrări această valoare a fost stabilită 0,5 g Sb/l [15].

O metodă general utilizată pentru reducerea conţinutului de impurităţi de stibiu, arsen şi bismut din electrolit constă în circulaţia electrolitului şi filtrarea sa continuă. Atingerea unor condiţii staţionare, în ceea ce priveşte compoziţia electrolitului, necesită menţinerea constantă a parametrilor de funcţionare a electrolizei într-o perioadă de timp. Simpla schimbare a vitezei de circulaţie a electrolitului determină modificări ale echilibrului care pot avea loc în sensul trecerii electrolitului într-o stare de subsaturare cu stibiu, arsen şi bismut sau într-o stare de suprasaturare, cînd are loc depunerea intensă a impurităţilor.

Extragerea parţială a electrolitului din cuvele industriale şi purificarea sa prin electroliză cu anozi insolubili reprezintă o altă cale de eliminare parţială a stibiului, arsenului şi bismutului din electrolit, prin depunerea la catod a acestor impurităţi odată cu cuprul din soluţie. Volumul de electrolit care trebuie extras pentru purificare se evaluează pornind de la concentraţia impurităţilor din soluţia care intră în sistemul de purificare şi concentraţia maximă permisă pentru aceste impurităţi în electrolit.

Au fost studiate, de asemenea, metode de prevenire a suprasaturării electrolitului cu stibiu, arsen şi bismut prin folosirea unor adsorbanţi chimici. Autorii lucrării au studiat utilizarea în acest scop a acidului β-stanic, o substanţă insolubilă în soluţiile de acid sulfuric de la electroliza cuprului, cu proprietatea de a adsorbi selectiv ionii de stibiu, arsen şi bismut din electrolit. Acidul β-stanic poate fi regenerat în soluţie de acid clorhidric concentrat şi utilizat într-un număr foarte mare de operaţii de purificare.

Procedeul de purificare constă în contactarea adsorbantului cu soluţia de electrolit. Deoarece adsorbantul nu trebuie să elimine complet ionii de stibiu, arsen şi bismut din electrolit, este suficient să menţină concentraţia acestor elemente sub limita de saturare, iar procesul de purificare poate avea loc într-un sistem separat, în care numai o parte din electrolit este contactat cu adsorbantul, după care este reintrodus în circuitul principal.

În primele experimentări efectuate de autori s-a folosit acid β-stanic sub formă de pastile cu diametrul de 5 mm, încărcate în coloane de sticlă prin care este circulat electrolitul supus purificării. Capacitatea de adsorbţie a stibiului, arsenului şi bismutului de către acidul β-stanic a fost determinată prin analiza chimică a unor probe de electrolit prelevate periodic la ieşirea din coloanele de purificare. Condiţiile de lucru şi rezultatele experimentale obţinute au fost prezentate într-o lucrare anterioară [16].

Cercetările de purificare a electrolitului au fost continuate ulterior prin folosirea acidului

Tabelul 3

Elementele	Montan-werke, Austria	Pirdop, Bulgaria	James Bridge, Anglia	Uralelectromedi, U.R.S.S.	Tamano, Japonia	Southwire, S.U.A.	Mufulira, Zambia	Rion Tinto, Spania
Sb	1,5–2,5	2	5	6	<1	<1	–	0,5
As	2,5–3	0,1	2	3	<1	<1	–	1
Bi	0,1	1	2	–	<1	0,1	0,3	–
Ag	7–10	–	8–12	–	8	5	4–15	4
Pb	2,5–5	2	2–6	–	<1	–	0,2–0,6	1
Ni	4–6	3	2–6	6	<1	2	0,6–0,9	1
Fe	–	3	10–20	5	<1	3	–	0,5
Se	–	2	–	–	–	–	0,4–0,6	0,5
S	–	6	7–10	–	9	3–7	10–17	–

β-stanic pulverulent, care a prezentat o capacitate mult mai mare de încărcare cu stibiu și arsen în comparație cu acidul β-stanic pastilat. Experimentările au fost efectuate în instalații de laborator.

O altă metodă de prevenire a formării nămolului plutitor este adiția în electrolit a ionilor As^{3+} sub formă de soluție apoasă de As_2O_3, astfel încît în starea staționară conținutul de As^{3+} să fie peste 1 g/l (preferabil între 2—5 g/l), iar conținutul de As^{5+} format prin oxidarea As^{3+} de către oxigenul atmosferic prezent în electrolit să fie peste 2 g/l (preferabil între 7 și 15 g/l) [14]. În acest fel, cantitatea mare de As^{5+} asigură formarea precipitatului cristalin de arseniați de stibiu și bismut, prevenind formarea nămolului plutitor. În același timp, As^{3+} absorbind oxigenul dizolvat în electrolit previne oxidarea ionilor Sb^{3+} la Sb^{5+}, care favorizează formarea nămolului plutitor.

Rezultate privind puritatea cuprului rafinat prin electroliză cu curent inversat periodic. Aplicarea electrolizei cu curent inversat periodic, în condițiile folosirii unui electrolit cu compoziția asemănătoare celui folosit în electroliza convențională, a dus la obținerea unor catozi cu structură compactă, cu grăunte fin, a căror puritate este asemănătoare cu cea a catozilor obținuți în electroliza clasică, fiind în unele cazuri chiar mai mare (tab. 2).

În tabelul 3 se dă compoziția chimică a catozilor obținuți în uzinele care aplică noua tehnologie (ppm), iar în tabelul 4 compoziția chimică a anozilor folosiți la electroliză [1—12].

Datele din tabel arată că noua tehnologie permite obținerea unui cupru de calitate superioară, cu conținut scăzut de impurități. La uzina Montanwerke—Austria, pe măsura perfecționării în timp a tehnologiei de rafinare cu curent inversat periodic, s-au obținut catozi cu un conținut de stibiu și plumb mult mai mic. Datele din tabelul 2 arată o scădere a conținutului de stibiu de la 13 ppm în 1970 la 2,7 ppm în 1979, iar a conținutului de plumb de la 17 ppm în 1967 la 3,7 ppm în 1979. La această uzină se folosește un procedeu nou de purificare a electrolitului care elimină procesul costisitor de decuprare prin electroliză cu anozi insolubili și permite recuperarea cuprului și nichelului ca sulfați și introducerea acidului sulfuric direct în circuitul electrolizei, fără o purificare prealabilă. Aplicarea acestui procedeu permite folosirea la Montanwerke a unor catozi cu conținut mare de plumb și nichel, fără a compromite calitatea catozilor obținuți și fără apariția fenomenelor de pasivare.

Așa cum rezultă din tabelul 4, nu se impun condiții speciale în ceea ce privește compoziția anozilor folosiți la rafinarea electrolitică cu curent inversat periodic, dar se iau măsuri de prevenire a acumulării în electrolit a impurităților, fie printr-o filtrare eficientă a electrolitului, fie prin purificarea sa prin una din metodele menționate anterior.

Lucrări experimentale privind influența compoziției electrolitului asupra purității cuprului catodic. Primele lucrări experimentale de rafinare a cuprului prin electroliză cu curent inversat periodic au fost efectuate într-o instalație de laborator, cu electrolit prelevat din cuvele de la secția de electroliză de la I.M.M.N.—Baia Mare. Aceste lucrări au urmărit stabilirea condițiilor de realizare a unor densități mari de curent în scopul intensificării procesului și pentru obținerea unor depozite catodice de calitate. A fost studiată experimental variația randamentului de curent în funcție de densitatea de curent în domeniul 212—500 A/m² și în funcție de durata curentului direct și invers, în domeniul 10—98 s pentru curentul direct și 0,4—4 s pentru curentul invers. Rezultatele acestor cercetări experimentale, pre-

Tabelul 4

Elementele, %	Montan-werke, Austria	Pirdop, Bulgaria	James Bridge, Anglia	Uralelec-tromedi, U.R.S.S.	Du Palais, Franța	Southwire, S.U.A.	Mufulira, Zambia	Rio Tinto, Spania
Sb	0,02—0,07	0,03—0,06	0,03	0,04—0,06	0,025	<0,01	0,003—0,0015	0,024
As	0,13—0,24	0,02—0,05	0,09	0,032—0,048	0,11	0,003—0,01	0,001—0,002	0,0695
Bi	—	—	0,002	—	0,002	0,002	—	0,003
Ag	—	—	0,05	—	0,06	0,03	—	0,076
Pb	0,16—23	0,3—0,9	0,22	0,014—0,03	0,22	0,04—0,6	—	0,0355
Ni	0,31—0,43	0,08—0,1	0,4	—	0,05	0,05—0,35	—	0,0315
Fe	—	—	—	—	0,005	0,02—0,05	—	0,0035
S	—	0,01	—	—	0,001	—	—	0,003
O_2	0,15	0,08—0,1	—	0,1—0,14	—	0,08—0,4	0,003—0,02	—

cum și fundamentele teoretice ale procesului de rafinare electrolitică a cuprului cu curent inversat periodic au fost prezentate într-o lucrare anterioară [7].

În lucrare sînt expuse rezultatele cercetărilor efectuate la scară de laborator privind influența gradului de purificare a electrolitului asupra purității cuprului catodic obținut.

Lucrările au fost efectuate cu electrolit provenit de la I.M.M.N.—Baia Mare, avînd un conținut de impurități caracteristic condițiilor industriale de electroliză (tab. 5) și cu electroliți avînd grade de purificare variabile, obținuți prin diluția electrolitului industrial cu electrolit pur preparat în laborator.

Au fost preparate cinci soluții de electrolit prin amestecarea unor volume determinate de electrolit industrial impur, cu electrolit preparat din acid sulfuric și sulfat de cupru de puritate p.a. Conținutul de impurități din soluțiile astfel preparate a fost redus față de electrolitul inițial, la valori ale rapoartelor $C^{imp}_{final}/C^{imp}_{inițial}$ de 0,6 ; 0,42 ; 0,35 ; 0,2 și 0,13.

Gradul de purificare a electrolitului $G(\%) = (C^{imp}_i - C^{imp}_f) \cdot 100/C^{imp}_f$, realizat prin diluarea soluțiilor, a fost 41,1%, 57,5% ; 65,8% 79,7% și respectiv 87%. După cum s-a arătat, stibiul, arsenul și bismutul fac parte dintre impuritățile care se încorporează ușor în cuprul rafinat electrolitic. Din acest motiv s-a ales pentru verificarea gradului de purificare a electrolitului conținutul de arsen, care a fost determinat prin reducere cu hiposulfit de sodiu și titrare cu soluție de iod în prezența amidonului. Conținutul de arsen din soluțiile preparate prin diluție a variat în limitele 0,16—2,06 g As/l.

Cu soluțiile de electrolit avînd grade de purificare diferite au fost efectuate electrolize de rafinare a cuprului la densitățile de curent 250 ; 350 și 500 A/m², folosind curentul inversat periodic cu durata de 20 s pentru curentul direct și 0,4 s pentru curentul cu polaritate inversă. Acești parametri reprezintă valorile optime obținute în lucrările experimentale anterioare [7].

Anozii folosiți la electroliză au fost turnați din cupru rafinat termic utilizat la secția de electroliză de la I.M.M.N.—Baia Mare, avînd dimensiunile 160 × 80 × 10 mm. Compoziția chimică a anozilor este dată în tabelele 6—8, în care se prezintă rezultatele privind puritatea catozilor obținuți la diferite densități de curent, în funcție de gradul de purificare a electrolitului.

Toate electrolizele au fost efectuate la o temperatură de 60°C menținută constantă cu o precizie de ± 1°C. Electrolitul a fost recirculat cu o viteză care să asigure înlocuirea completă a soluției din celulă la cca 4 ore și supus unei filtrări eficiente înainte de introducerea sa în circuitul de lucru, filtrare prin care s-a asigurat reținerea nămolului plutitor.

În aceste condiții s-au obținut randamente de curent peste 95% fără să rezulte o variație sistematică a randamentului de curent cu gradul de purificare a electrolitului. S-a remarcat însă o ușoară tendință de scădere a randamentului la creșterea densității de curent.

Conținutul de impurități din cuprul catodic obținut a fost determinat prin spectroscopie de absorbție atomică la instalația aparținînd Întreprinderii de conductori electrici emailați—Zalău. Probele de cupru pentru analiză au fost pregătite prin tăierea catozilor pe diagonală și decuparea unor benzi de cca 10 mm lățime, din care s-au prelevat probe medii de cca 10 g. Rezultatele analizelor sînt prezentate în tabelele 6, 7, și 8.

Datele din tabel arată că prin rafinare electrolitică cu curent inversat periodic, la densitatea de curent 250 A/m², se obțin catozi cu un grad înaintat de puritate, avînd un conținut total de impurități cuprins între 38,91 și 61,85 ppm Conținutul cel mai scăzut de impurități, respectiv 38,91 ppm și 36,26 ppm, îl prezintă catozii obținuți cu electroliții cei mai puri, avînd gradul de purificare 87,0 și respectiv 79,7%.

În lucrările de rafinare electrolitică efectuate la densitatea de curent 350 A/m² s-au obținut catozi cu un conținut total de impurități cuprins între 48,75 și 93,25 ppm (tab. 7).

Catozii cei mai puri s-au obținut în lucrările efectuate cu electroliți avînd gradul de purificare cel mai mare, respectiv 87,0 și 79,7%. La aceste electrolize conținutul total de impurități în cuprul catodic obținut a fost 51,26 și respectiv 48,75 ppm. Pentru electroliții mai puțin puri s-au obținut catozi cu un conținut de impurități ceva mai mare.

În tabelul 8 sînt prezentate rezultatele analizei chimice a catozilor obținuți la densitatea de curent 500 A/m² în funcție de conținutul de impurități din electrolit.

Tabelul 5

Elementul	Cu	H_2SO_4	As	Sb	Bi	Fe	Cl
Concentrația : g/l	41,79	154,90	2,06	0,85	0,0040	0,40	0,060

Tabelul 6

Elementul de impuritate	Conținutul de impurități în anozi ppm	Conținutul impurități în catozi (ppm) în funcție de gradul de purificare al electrolitului: G, % = $(C_i - C_f)\ 100/C_i$				
		87,0	79,7	65,8	57,5	41,1
Sb	1300	3,91	3,99	4,88	2,79	6,36
As	600	0,39	4,11	3,26	1,97	4,19
Bi	180	1,66	2,66	0,77	4,72	4,28
Ag	193	0,44	0,26	3,81	12,65	7,45
Pb	600	3,13	4,56	2,69	7,12	11,48
Fe	440	2,60	0,88	1,30	2,63	0,40
Ni	610	0,39	1,42	1,63	0,97	1,06
Zn	51	0,84	1,06	4,36	3,06	2,97
Sn	280	0,51	1,19	1,95	2,92	1,79
Se	N.D.	6,94	0,45	8,55	1,99	4,12
Te	N.D.	5,79	4,19	5,54	8,25	4,78
Mn	N.D.	0,73	1,65	1,03	3,20	0,47
Co	N.D.	2,48	2,28	1,31	3,65	7,97
Cd	N.D.	1,60	2,56	0,43	1,43	0,1
S	450	7,5	5,0	4,0	4,5	4,0
Total impurități, ppm	5704	38,91	36,26	45,51	61,85	61,49

Tabelul 7

Elementul impuritate	Conținutul de impurități în anozi ppm	Conținutul impurități în catozi (ppm) în funcție de gradul de purificare a electrolitului: (G, % = $(C_i - C_f)\ 100/C_i$				
		87,0	79,7	65,8	57,8	40,2
Sb	1300	6,19	5,08	2,98	8,41	4,80
As	600	0,95	3,18	0,50	6,23	2,00
Bi	180	0,90	2,70	0,92	2,60	1,60
Ag	1193	2,13	0,50	0,79	0,17	0,55
Pb	600	4,04	0,46	2,77	3,98	2,95
Fe	440	3,48	1,54	1,49	1,27	12,0
Ni	610	1,55	1,16	2,98	8,91	1,60
Zn	51	2,34	6,36	1,60	0,82	1,68
Sn	280	1,86	2,31	2,38	5,32	2,40
Se	N.D.	1,55	0,62	0,99	9,46	2,4
Te	N.D.	10,48	8,22	7,23	8,67	5,24
Mn	N.D.	0,52	0,30	0,72	0,38	0,92
Co	N.D.	1,24	1,54	0,85	3,34	0,80
Cd	N.D.	0,53	0,78	1,62	1,19	0,20
S	450	13,5	14,0	26,5	32,5	44,0
Totalul impurități ppm	5704	51,26	48,75	54,32	93,25	83,14

Se constată că și la această densitate de curent se obțin catozi cu un grad mare de puritate. Nu se observă o modificare sistematică a purității cuprului catodic în funcție de gradul de purificare a electrolitului.

Din datele prezentate în tabelele 6, 7 și 8 se pot trage următoarele concluzii cu privire la puritatea cuprului catodic obținut prin rafinare electrolitică cu curent inversat periodic în condiții de laborator:

Tabelul 8

Elementul de impuritate	Conținutul impurități în anozi	Conținutul de impurități în catozi, ppm în funcție de gradul de purificare a electrolitului: (G, % = $(C_i - C_f)\ 100/C_i$)			
		92,3	80,9	57,1	57,6
Sb	1300	5,68	2,07	1,89	2,99
As	600	1,66	2,07	1,66	5,23
Bi	180	3,55	1,61	1,09	4,78
Ag	1193	10,86	17,81	4,17	33,70
Pb	600	4,43	16,08	2,65	13,02
Fe	440	3,36	2,37	0,90	3,15
Ni	610	5,07	0,93	1,86	3,55
Zn	51	1,52	0,93	5,59	2,51
Sn	280	0,32	0,22	2,48	1,71
Se	N.D.	0,62	4,80	2,05	2,61
Te	N.D.	15,37	14,47	3,48	6,28
Mn	N.D.	0,28	0,83	0,62	0,50
Co	N.D.	1,77	1,21	1,55	0,30
Cd	N.D.	1,77	1,45	0,33	1,28
S	450	5,0	3,3	2,0	1,3
Total impurități, ppm	5704	61,26	69,85	32,32	82,61

— La densități mici de curent (250 și 350 A/m²) se observă o creștere a purității cuprului catodic odată cu creșterea gradului de purificare a electrolitului, în timp ce la densități mari de curent (500 A/m²) nu a fost pusă în evidență o asemenea corelare.

— Pentru toate lucrările efectuate în condiții experimentale diferite, în ceea ce privește densitatea de curent și conținutul de impurități din electrolit, s-a obținut un cupru catodic cu un grad înalt de puritate, având un conținut total de impurități cuprins între 32,32 ppm și 93,25 ppm.

BIBLIOGRAFIE

[1] Kaltenbock F. J., Wörz H., Wobking J. *On the Influence of the Current Density on the Cost Structure of Electrolytic Copper Refining.* În: Metall, R.F.G., 38, 11, 1984, p. 1112–1116.

[2] Wöbking H., Wörz H., *Elektrolytische Kupferraffination bei erhöhten Stromdichten,* În: Neue Hütte, R.F.G., 27, 12, 1982, p. 450–453.

[3] Wöbking H., Wörz H., *Grundlagen des PCR-Verfahrens und Ergebnisse bei dessen Anwendung in der Raffinationselektrolyse der Montanwerke Brixlegg,* În: Metall, R.F.G., *33*, 7, 8, 1980, p. 395–399.

[4] Wöbking H., Wörz H. *Theoretische Grundlagen und praktische Auswirkungen des PCR-Verfahrens in der Kupferraffinationselektrolyse.* În: Erzmetall, R.F.G., *32*, 2, 1979, p. 53–108.

[5] Wöbking H., Wörz H. *Sieben Jahre Erfahrung mit Umkehrstrom (PCR) in der Kupferraffinationselektrolyse der Vereinigten Metallwerke Ranshofen–Berndorf AG, Montanwerke Brixlegg.* În: Erzmetall, R.F.G., *29*, 11, 1976, p. 483–386.

[6] Paczosha E., Baraneh W. *Folosirea curentului inversat periodic în procesul de rafinare eletrolitică — cuprului.* În: Rudy Metale R.S.C., *26*, 3, 1981, p. 147–151.

[7] Petrescu, N., Ganovici, Lucia, Britchi Mirela. *Cercetări privind rafinarea cuprului prin metoda electrolizei cu curent iuversat periodic*, În: Metalurgia, R.S.R. 37, 7, 1985, 343–348.
[8] Petrov D. *Elektroliticeskoe rafinirovanie medi pri povişennih plotnosti toka na medeplavilnom kombinate im. G. Damianova, Pirdop–Zlatica Bolgaria*, Biuletin Naucino Techicesko Sovieta po metallurgii tiajelih tvetnih metallov, Gliwice, R.P.P. 10, 8979, 13–17.
[9] Owen, M., Jacobi, S. *High Intensity Refining of Cooper at James Bridge*, In: J. of Metals, Anglia, 10, 4, 1975, 10–15.
[10] Orehov, M., A. ş.a. *Asimilarea electrorafinării cuprului cu curent inversat periodic*. In: Tvetn. Met., U.R.S.S. 8, 1980, 18–20.
[11] Savajols, A., *Le rafinage du cuivre à la compagnie générale d'électrolyse Du Palais*. In: J.F.E., Franţa, 84, 7, 1979, 12–15.
[12] Kitamura, T. *Design. Construction and Operation of Periodic Reversal Current Process at Tamano*. Inter. Symp. Extractive Metallurgy of Copper, Las Vegas, London, Pergamon Int. Library, 1976, cap.26, 525–538.
[13] Palacios, C. *Expansion of the Rio Tinto Patino Tankhouse at Huelva*. Intern. Symp. Extractive Metallurgy of Copper, Las Vegas, London, Pergamon Int. Library, 1976, sap.29, 579–587.
[14] Lindstrom, N. F. R. Patent, S.U.A. No. 3, 753, 877, 1973.
[15] Braun, T., D. *Factors Affecting the Quality of Electrorefined Cathode Copper*. Intern. Symp. Extractive Metallurgy of Copper, Las Vegas, London, Pergamon Int. Library 1976, cap. 25, 511523.
[16] Petrescu, N., Britchi, Mirela., Ganovici, Lucia., *Removal of As and Sb from Cupric Sulphate Electrolytes by β–stannic acid*. In: Rev. Roumaine Chim., R.S.R. 29, 7, 1984, 541–545.

RECENZIE

Fonte de înaltă calitate (Nagyszilárdságú Ontöttvasak) Dr. Elza Farago, Muszaki Könyvkiado, Budapesta, 1985 300 p., 198 fig., 69 tabele, 149 surse bibliografice

Autoarea, o reputată specialistă în domeniul fontelor, a realizat o lucrare care îşi propune să prezinte stadiul actual al cunoaşterii şi utilizării fontelor cu caracteristici mecanice şi de exploatare ridicate, modificate şi aliate.

Primul capitol al lucrării tratează sintetic particularităţile cristalizării fontelor, ale mecanismului formării eutecticului şi ale separărilor de grafit, o atenţie deosebită acordîndu-se mecanismului creşterii grafitului. Este urmărită corelaţia între condiţiile de cristalizare, compoziţia chimică şi viteza de răcire.

Evidenţierea factorilor principali care influenţează proprietăţile mecanice ale fontelor, în special compoziţia chimică, grosimea de perete a pieselor şi unele aspecte ale elaborării constituie tematica capitolului doi.

Bazele modificării fontelor, cu evidenţierea celor mai noi cunoştinţe în acest domeniu, constituie tematica celui de al treilea capitol al lucrării. În acest sens, pot fi semnalate elementele privind mecanismul modificării grafitizante şi de compactizare a grafitului, influenţa supraîncălzirii fontei asupra structurii în stare lichidă a acesteia etc. O secţiune importantă a acestui capitol se referă la modificatorii utilizaţi, simpli şi complecşi, precum şi la acţiunea elementelor nodulizante şi antinodulizante.

Cel de al patrulea capitol al lucrării, cu cea mai mare extindere (peste 70 %), tratează principalele tipuri de fonte modificate, aliate şi nealiate, fonte cu forme compacte de grafit (vermicular, nodular şi în cuiburi).

Acest capitol debutează cu prezentarea fontelor de grafit vermicular (compact), din punctul de vedere al condiţiilor de creştere a grafitului, a posibilităţilor de obţinere a lor, proprietăţi şi utilizări.

Posibilităţile de fabricare a Fgv sînt grupate în mai multe categorii, în funcţie de elementele nodulizante utilizate (Mg, PR) şi de prezenţa sau absenţa în modificatori a elementelor antinodulizante. Fără o extindere prea mare şi fără să se prezinte tehnologii propriu-zise, sînt totuşi sintetizate principalele variante de obţinere a Fgv.

Un spaţiu mai mare este acordat prezentării caracteristicilor Fgv, atît a celor fizice (conductibilitate termică, căldură specifică,densitate etc.), cît şi a celor mecanice, semnalîndu-se o serie de particularităţi din punctul de vedere al proprietăţilor de turnare (volum de retasură, contracţie liniară, fluiditate etc.). Sintetic, sînt evidenţiate principalele domenii de utilizare.

Fonta cu grafit nodular constituie principalul material tratat. În prima parte, se urmăreşte acţiunea elementelor nodulizante şi antinodulizante, mecanismul compactizării grafitului şi formării celulelor eutectice. Abordînd problema tehnologiilor de modificare a fontelor, sînt trecute în revistă principalele modalităţi de tratare a fontei cu magneziu şi modificatori cu magneziu, în oală şi în formă, putînd fi reţinută compararea acestora din punctul de vedere al gradului de asimilare a magneziului.

În vederea modificării grafitizante a Fgn (postmodificării) sînt recomandaţi mai mulţi modificatori, al căror consum variază în limitele 0,3 — 1,2 % la tratarea în oală şi 0,05 — 0,2 % în cazul modificării în formă.

Următorul tip de fontă abordată este cea maleabilă, care este analizată din punctul de vedere al compoziţiei chimice, tratamentului termic, proprietăţilor şi modificării.

Sînt utile datele referitoare la modificarea fontei albe, destinate maleabilizării, abordîndu-se separat fontele modificate cu Al, B, Bi, pămînturi rare şi telur.

O secţiune importantă a lucrării este destinată fontelor aliate, cu diferite forme de grafit, grade de aliere şi destinaţii.

După o scurtă prezentare a elementelor de aliere sînt abordate separat fontele cu grafit lamear, nodular şi cele maleabile, accentul punîndu-se pe primele două.

Referitor la fontele cu grafit lamelar, sînt urmărite posibilităţile de îmbunătăţire prin aliere a caracteristicilor mecanice, ale rezistenţei la uzare, coroziune, oxidare etc., cu evidenţierea principalelor mărci de fonte aliate (slab, mediu şi înalt aliate), cu trimiteri la standardele din mai multe ţări. Un tabel centralizator dă posibilitatea alegerii gradului de aliere, în funcţie de destinaţie şi unele caracteristici ale pieselor.

În cazul Fgn, se dau informaţii referitoare la obţinerea unor caracteristici mecanice la valori ridicate, în condiţii de solicitare diferite, comparîndu-se acţiunile specifice ale Mn, Ni, Mo, Cu, V, Co. Sînt abordate posibilităţile de îmbunătăţire a rezistenţei la oxidare, uzare, coroziune. O atenţie specială este acordată fontelor cu masă metalică bainito-martensitică şi austenitică, realizate prin aliere, atît în ceea ce priveşte obţinerea lor cît şi din punctul de vedere al caracteristicilor mecanice şi de exploatare.

În cazul fontelor maleabile feritice, este remarcată acţiunea favorabilă a molibdenului şi cuprului, în timp ce la fontele maleabile perlitice se realizează rezultate bune cu ajutorul alierii cu Mn, Cu, Ni.

Ultimul capitol al lucrării, foarte restrîns, priveşte fontele ca materiale în construcţia de maşini.

Lucrarea abordează un domeniu deosebit de larg, cu o problematică foarte diversă, din care cauză nu poate realiza, decît cu mici excepţii, o adîncire a problemelor tratate. Cu toate acestea, este deosebit de utilă, reuşind să ofere o privire generală asupra fontelor de înaltă calitate, asupra posibilităţilor de realizare a unor caracteristici la cote ridicate, prin acţiuni atît asupra grafitului cît şi a masei metalice (modificare şi aliere).

Apelînd la o bibliografie cu cîmp larg de acoperire,lucrarea se mai recomandă şi printr-o documentare la zi, reuşind să surprindă cele mai noi realizări în domeniul tratat.

Dr. ing. *I. Riposan*

Preocupări pentru introducerea procedeelor de tratare a oţelului în afara agregatului de elaborare

Ing. C. T. Mustaţă
IPROMET – Bucureşti

CZ : 669.18

Dezvoltarea siderurgiei se caracterizează prin necesitatea imperioasă a creşterii continue a productivităţii agregatelor metalurgice şi a indicatorilor tehnico-economici în condiţiile creşterii calităţii oţelului şi ale îmbunătăţirii tehnologiilor de lucru.

Metalurgia modernă presupune elaborarea oţelului cu caracteristici îmbunătăţite, astfel încît proprietăţile produselor obţinute să confere o cît mai mare fiabilitate.

La elaborarea oţelului se urmăresc : reducerea conţinutului de gaze dizolvate ; reducerea incluziunilor nemetalice ; obţinerea unor domenii foarte strînse privind conţinutul unor elemente de aliere, în condiţiile reducerii consumului specific de feroaliaje ; reducerea conţinutului de sulf.

Unele din aceste obiective pot fi realizate în agregatul de elaborare (cuptor Martin, cuptor electric sau convertizor), dar printr-o prelungire a duratei şarjei şi condiţionat de o supraîncălzire a băii metalice. În aceste condiţii, efectul favorabil creat de creşterea calităţii oţelului este sensibil diminuat prin scăderea productivităţii agregatului de elaborare şi creştere a consumului de energie, materii prime şi materiale.

În ultima perioadă de timp atît pe plan mondial cît şi în R.S. România concepţia de proiectare şi de organizare a oţelăriilor a suferit modificări determinate de adoptarea tehnologiei de elaborare în două etape distincte.

În prima etapă are loc topirea şi afînarea încărcăturii metalice (realizată în agregatul de elaborare propriu-zis), obţinîndu-se o topitură metalică (oţel brut), care va fi supusă unei operaţii de rafinare şi aliere în afara agregatului de bază (realizată în oala de turnare sau în instalaţii speciale), constituind etapa a doua. Această etapă a căpătat denumirea de *elaborarea secundară* sau *metalurgie în oală*.

Cerinţele crescînde de oţeluri de înaltă puritate au determinat diversificarea tehnologiilor de tratare în oală atît pentru realizarea unor calităţi impuse cît şi datorită unor factori de ordin tehnologic, cum ar fi procedeul de elaborare, economia de energie, consumul de feroaliaje, fluxul tehnologic etc.

În elaborarea oţelului, o răspîndire din ce în ce mai largă capătă metodele de tratare a oţelului lichid în oala de turnare. Acestea permit, pe lîngă îmbunătăţirea calităţii oţelului, limitarea participării agregatului de elaborare numai la topirea încărcăturii cu efecte asupra productivităţii.

Această nouă concepţie privind elaborarea oţelului a dus la schimbări în organizarea fluxurilor tehnologice în oţelării, prin intercalarea în flux, între secţia de elaborare şi cea de turnare, a agregatelor pentru metalurgia în oală.

Metodele de *rafinare* a oţelului în afara agregatului de elaborare cele mai cunoscute, ca urmare a aplicării lor la scară industrială, sînt următoarele :

– tratarea jetului de oţel, în următoarele variante : degazarea jetului la evacuarea din cuptorul electric şi degazarea jetului la turnarea în vid lingourilor ;

– tratarea oţelului în oala de turnare prin barbotare cu gaze inerte simultan cu menţinerea sub vid ;

– tratarea oţelului în vid, în porţii ;

– tratarea oţelului în vid prin recirculare ;

– tratarea oţelului în vid cu aport de căldură ;

– tratarea oţelului în vid cu decarburare avansată ;

– tratarea oţelului prin injectare de pulberi reactive.

Din punct de vedere teoretic, procedeul tratamentului sub vid se bazează pe faptul că modifică condiţiile cinetice şi termodinamice în care au loc diferitele procese metalurgice.

Includerea în fluxul tehnologic a instalaţiilor pentru degazarea oţelului în vid are ca scop micşorarea solubilităţii gazelor, eliminarea incluziunilor nemetalice, dezoxidarea şi decarburarea avansată, degazarea oţelului etc.

În procesul de germinare, creştere şi eliminare a bulelor de gaze, presiunea din interiorul acestora trebuie să învingă presiunea din spaţiul de lucru al agregatului, ferostatică şi capilară a băii metalice.

Presiunea totală care trebuie învinsă de bula de gaz poate fi influenţată de scăderea presiunii atmosferei din spaţiul de lucru şi a presiunii ferostatice a coloanei de lichid.

Aceasta se poate realiza prin menţinerea topiturii metalice într-un recipient închis, în interiorul căruia presiunea este coborîtă sub valoarea presiunii din spaţiul de lucru al agregatului de elaborare şi/sau printr-o circulare continuă a lichidului astfel încît fiecare *punct*

al topiturii să ajungă în zona în care poate fi învinsă presiunea critică.

Aceste condiții vor fi create numai în instalațiile de tratare a oțelului în vid.

Avîndu-se în vedere că la alierea oțelului în incinte vidate crește gradul de asimilare a elementelor de aliere și scade procentul de pierdere prin ardere, procedeul permite introducerea în oțel a unei părți din cantitatea totală necesară de dezoxidanți și elemente de aliere.

Efectele metalurgice care se urmăresc prin tratarea oțelului în vid în oala de turnare sînt următoarele :

a) În instalațiile de degazare a jetului de oțel:

— reducerea conținutului de gaze și incluziuni nemetalice ;

— omogenizarea termică și chimică a topiturii metalice.

b) În instalațiile de degazare în vid prin recirculare sau în porții:

— reducerea conținutului gazelor în oțel. În cazul hidrogenului randamentul degazării este de 50 — 60% și este dependent de mărimea vidului. La un vid de 0,5 bari și un conținut inițial de 6—7 ppm hidrogen se obțin în final 2—3 ppm hidrogen ;

— dezoxidarea în vid, numită și autodezoxidare, se bazează pe reacția dintre carbonul din oțel și oxigenul dizolvat, reacție care are loc în condițiile vidului pînă la valori ce se apropie de echilibrul termodinamic. Prin această metodă se poate obține din oțelul de convertizor oțel cu caracteristici apropiate de oțelul elaborat în cuptorul electric. Conținutul de oxigen este redus la 30—50 ppm, iar oțelul se poate turna fără adaos de aluminiu sau siliciu, fiind complet calmat ;

— decarburarea în vid se bazează pe aceeași reacție de oxidare a carbonului și se folosește în special pentru obținerea oțelurilor inoxidabile și electrotehnice ;

— reducerea incluziunilor nemetalice. Datorită circulației oțelului în recipientul de degazare, precum și a agitării în oala de turnare incluziunile nemetalice se separă în gura din oala de turnare. După o recirculare a oțelului în vid de cca 2,5—4 ori se obțin oțeluri cu un înalt grad de puritate, cu o fluiditate echivalentă cu o creștere de temperaturi de cca 20 — 30°C și cu bune proprietăți de deformabilitate ;

— corecția compoziției chimice. În timpul tratamentului în vid se pot face toate corecțiile la elementele de aliere pentru încadrarea în analiza prescrisă pentru un grad de aliere pînă la 2,0 % cu efect metalurgic asupra reducerii conținutului de incluziuni nemetalice.

Din punct de vedere constructiv instalațiile de degazare a oțelului în vid prin recirculare sau în porții (fig. 1, 2) se compun dintr-un ansamblu tehnologic alcătuit din recipientul de degazare *1*, instalația de încălzire electrică cu electrod *3* și ecluza de aliere *4*. Acest ansamblu execută mișcarea pe verticală de ridicare—coborîre, în oala de turnare *2*, care este așezată pe transfercarul *5*. Recipientul de degazare *1* este legat la o pompă de vid. Exis-

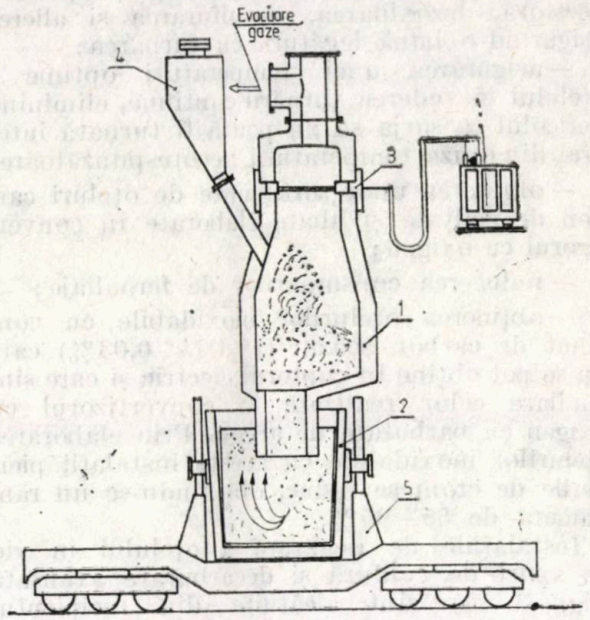


Fig. 1. Instalație de tratare a oțelului în vid în porții : *1* — recipient de degazare ; *2* — oala de turnare ; *3* — instalație de încălzire cu electrod în vid ; *4* — ecluza de aliere ; *5* — transfercar pentru oala de turnare

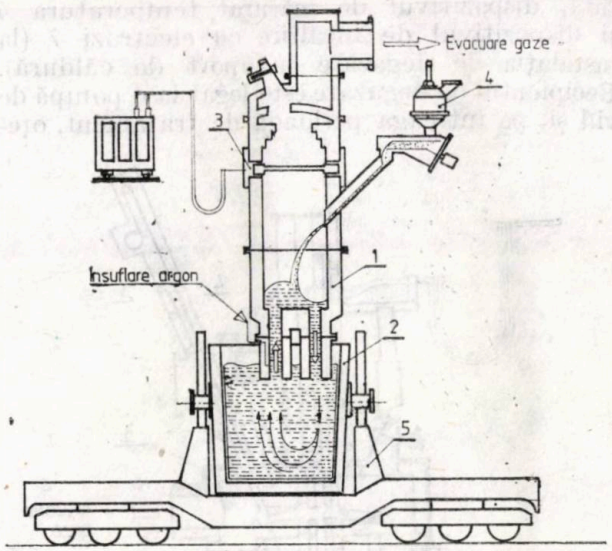


Fig. 2. Instalație de tratare a oțelului în vid prin recirculare : *1*— recipient de degazare ; *2* — oala de turnare ; *3* — instalație de încălzire cu electrod în vid ; *4* — ecluză de aliere ; *5* — transfercar pentru oala de turnare

tă variantă în care întreg ansamblul tehnologic este fix, mișcarea de ridicare—coborîre fiind preluată de oala de turnare ;

— îmbinarea avantajelor degazării în vid cu posibilitățile de încălzire a oțelului. Aceasta permite grade de aliere ridicate, obținîndu-se oțeluri aliate și înalt aliate în afara agregatului

de elaborare în condiții în care elementele de aliere se pot controla riguros;

— armonizarea funcționării cuptoarelor electrice într-o oțelărie cu mai multe cuptoare prin preluarea unor faze tehnologice specifice acestora, dezoxidarea, desulfurarea și alierea asigurînd o bună legătură cu turnarea;

— asigurarea unei temperaturi optime a oțelului în vederea turnării continue, eliminînd pericolul ca șarja să nu poată fi turnată integral din cauza temperaturii necorespunzătoare;

— obținerea unor sortimente de oțeluri carbon de calitate și aliate elaborate în convertizorul cu oxigen;

— reducerea consumurilor de feroaliaje;

— obținerea oțelurilor inoxidabile cu conținut de carbon scăzut ([%C] < 0,03%) care nu se pot obține în cuptorul electric și care sînt similare celor realizate în convertizorul cu oxigen cu barbotare de argon. Prin elaborarea oțelurilor inoxidabile cu aceste instalații pierderile de crom se reduc, obținîndu-se un randament de 85—95%.

Instalațiile de degazare a oțelului în vid cu aport de căldură și decarburare avansată (fig. 3, 4) sînt alcătuite din recipientul de degazare *1*, oala de tratament *2* și capacul recipientului *3*. Pe capac sînt montate ecluze de aliere *4*, dispozitivul de insuflat oxigen *6* (la instalația de degazare cu decarburare avansată, dispozitivul de măsurat temperatura *5* și dispozitivul de încălzire cu electrozi *7* (la instalația de degazare cu aport de căldură). Recipientul de degazare este legat la o pompă de vid și, pe întreaga perioadă de tratament, oțelul lichid este barbotat cu gaze inerte printr-un dop poros montat în fundul oalei de tratament.

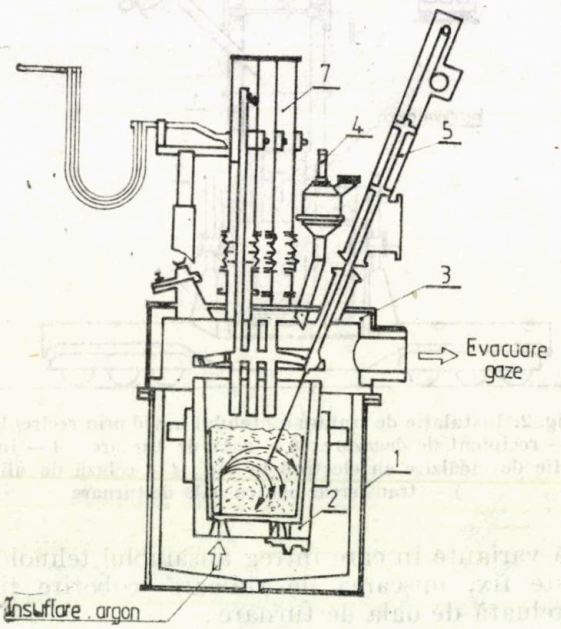


Fig. 3. Instalație de tratare o oțelului în vid cu aport de căldură: 1 — recipient de degazare; 2 — oala de tratament; *3* — capacul recipientului; *4* — ecluza de aliere; 5 — instalația de măsurat temperatura; *7* — instalația de încălzire cu electrozi

c) În instalații de injectare pulberi reactive:

— desulfurare pînă la 85% din conținutul inițial de sulf;

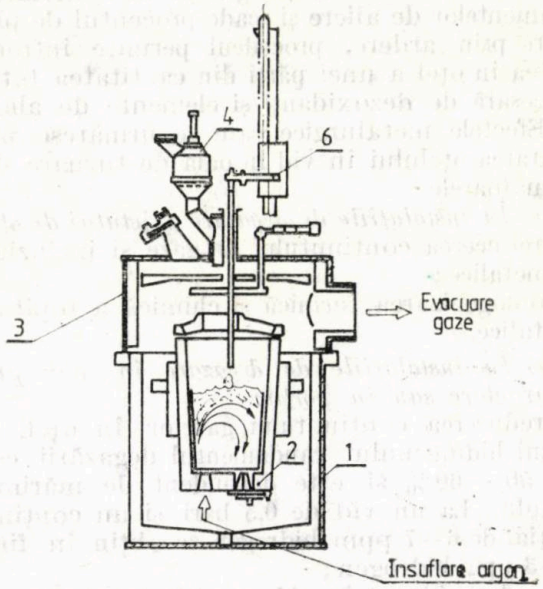


Fig 4. Instalație de tratare a oțelului în vid cu decarburare avansată: *1* — recipient de degazare; *2* — oala de tratament; *3* — capacul recipientului; *4* — ecluza de aliere; *6* — instalația de insuflat oxigen

— recarburare cu o creștere a conținutului de carbon de 0,3 — 0,5%;

— microaliere cu elemente speciale ca borul, titanul, cadmiul, ș.a.

Pentru injectarea materialelor pulverulente se utilizează ca agregat purtător gaze inerte (argon sau azot). Granulația pulberilor variază între 0,5 și 3,0 mm, iar natura lor este prezentată în tabelul 1. Injectarea pulberilor se poate face în oala de turnare sau în baia cuptorului electric, în funcție de scopul tehnologic urmărit.

Instalația de injectare a pulberilor reactive în oala de turnare (fig. 5) este alcătuită din dis-

Tabelul 1

Scopul tehnologic	Natura pulberilor injectate
Desulfurare și defosforare	var fluorură de calciu silicocalciu carbură de calciu
Carburare	grafit sau cocs
Dezoxidare	dezoxidanți complecși pămînturi rare
Microaliere	aliaje speciale pentru aliere cu bor titan cadmiu

Tabelul 2

Procedeul de tratare a oţelului	Destinaţia oţelului tratat	Mărci de oţeluri
Tratarea în vid a jetului de oţel	— oţeluri pentru construcţia de maşini	18 Mo Cr Ni 13; 31 Cr Ni 30 ş.a.
Tratarea oţelului în instalaţii de degazare în vid prin recirculare şi în porţii	— oţeluri pentru construcţia de maşini	18 Mo Cr Ni 13 13 Cr Ni 30; 31 Mo Cr 11 ş.a.
	— oţeluri pentru rulmenţi	Rul 1, Rul 2
	— oţel silicios pentru table electrotehnice cu siliciu pînă la 2%	E—I, E—II, EIII, ş.a.
	— oţel carbon de calitate pentru şină CF, bandaje, recipienţi şi cazane sub presiune	E 47, K 52, 16 Mo3, R37, R 44, R 52 ş.a.
	— oţeluri pentru arcuri	15 Si, 17 A, 51 V Cr 11 A ş.a.
Tratarea oţelului în instalaţii de degazare în vid cu aport de căldură şi decarburare avansată	— oţeluri pentru construcţia de maşini	
	— oţeluri inoxidabile cu carbon. scăzut	W 4306, W 4311, W 4429, W 4435 ş.a.
	— oţeluri de scule, de cementare, de şină, ambutisaj adînc, cu conţinut redus de sulf etc.	
	— oţeluri pentru table groase solicitate la destrămarea lamelară	G 22/28, 8V58 E40 ş.a.
Tratarea oţelului în instalaţii de injectare pulberi reactive	— oţeluri pentru cazane şi recipienţi sub presiune	16 Mo3, 14 Cr Mo4 ş.a.
	— oţeluri pentru ambutisaj extraadînc	A3, A4, A5ş.a.
	— oţeluri pentru automate	AUT 30, AUT 40, Mn ş.a.
	— oţeluri cu conţinut ridicat de carbon elaborate în convertizoare cu insuflare de oxigen	
	— oţeluri pentru arcuri silicocalciu, cabluri de tracţiune	

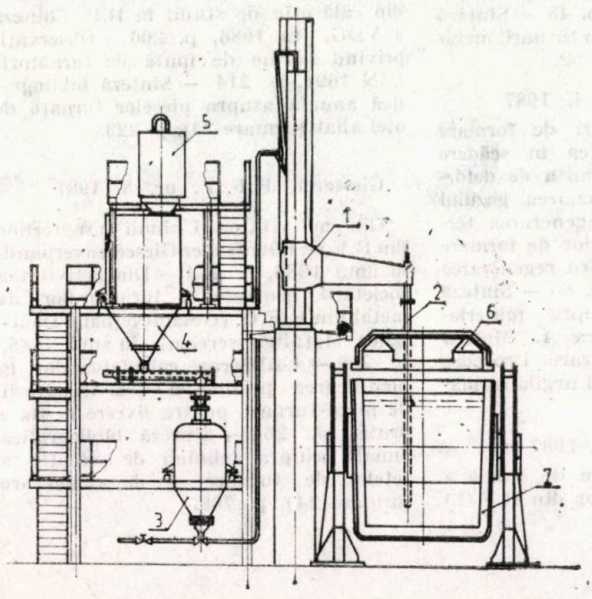


Fig. 5. Instalaţie de injectare a pulberilor reactive în oala de turnare: *1* — dispozitiv de imersie a lăncii; *2* — lance de insuflare; *3* — pompă pneumatică; *4* — buncăr de sarjă; *5* — conteiner; *6* — capac oală; *7* — oala de turnare

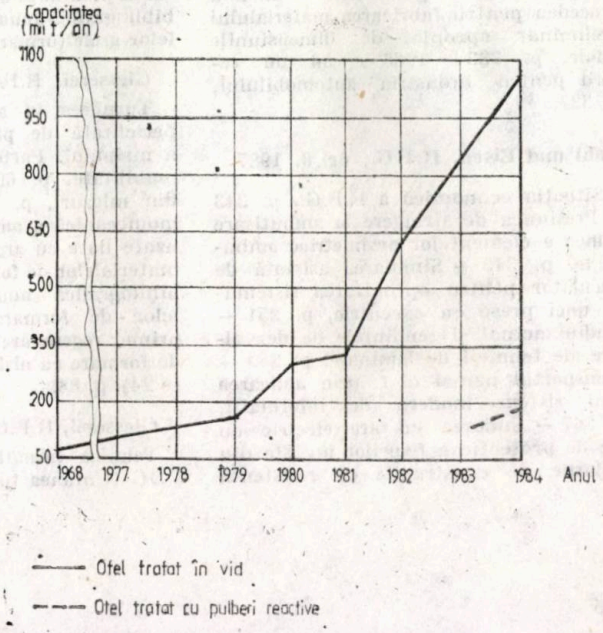


Fig. 6. Evoluţia producţiei de oţel tratat în afara agregatului de elaborare

Tabelul 3

Faza	Instalaţii de degazare		Instalaţii de injectare	
	Număr de bucăţi	Capacitatea de tratament, mii t/an	Număr de bucăţi	Capacitatea de tratament, mii t/an
Instalaţii în funcţiune	9	1035	2	105
Instalaţii cuprinse în investiţii aprobate	6	735	11	765
Instalaţii propuse în investiţii în curs de aprobare	8	1495	10	1170
TOTAL	23	3265	23	2040

pozitivul de imersie al lăncii *1*, lancea de insuflare *2* şi capacul *6* al oalei de tratare *7*. Materialul pulverulent pentru injectare este adus la instalaţie în conteinere autodescărcătoare *5* şi depozitate într-un buncăr de şarjă *4*. Cu ajutorul pompei pneumatice *3* acesta este injectat în metalul lichid din oală.

Sortimentele de oţeluri la care se urmăresc efectele metalurgice arătate mai sus sînt prezentate în tabelul 2.

Evoluţia capacităţilor de tratare a oţelului în afara agregatului de elaborare este prezentată în figura 6. Sintetic, situaţia instalaţiilor şi a capacităţii de tratament pentru metalurgia în oală este prezentată în tabelul 3.

Tipul instalaţiilor şi capacitatea de tratare a acestora au fost alese în corelaţie cu programul sortimental de producţie al oţelăriei respective şi cu prescripţiile de calitate impuse oţelurilor elaborate.

REVISTA REVISTELOR

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 7, 1987

Industria siderurgică din nou în criză, p. 299 — Dezvoltarea orelor de lucru, salariilor şi cheltuielilor de producţie, în industria siderurgică, p. 303 — Reconstrucţia laminorului pentru tablă al uzinelor Dillinger Hüttenwerke, p. 307 — Alungirea ţevilor eboşe pe un laminor Assel, p. 315 — Reducerea răcirii canturilor benzii preliminare pe un laminor de bandă lată la cald, p. 319 — Încercări privind reîncălzirea inductivă a blumurilor pe un laminor de sîrmă, p. 325 — Deştunderizarea benzii prin şlefuire — o alternativă pentru decaparea benzii late la cald, p. 329 — Compactare prin pulverizare — un nou procedeu pentru fabricarea materialului preliminar apropiat de dimensiunile finale, p. 333 — 1986 — un an record pentru industria automobilului, p. 337.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 8, 1987

Situaţia economică a R.F.G., p. 343 — Presiunea de strîngere la ambutisare adîncă a elementelor nesimetrice ambutisate, p. 345 — Simularea asistată de calculator pentru optimizarea sistemului unei prese cu excentric, p. 351 — Stadiul actual şi tendinţele de dezvoltare ale tehnicii de laminare, p. 359 — Transportul uzinal c. f. prin aplicarea unui sistem modern de informaţii, p. 367 — Sudarea cu arc electric cu gaz de protecţie a fisurilor înguste din oţelurile de construcţie cu rezistenţă ridicată, p. 377 — Dezvoltarea transportului de persoane şi de mărfuri în anul 1987, p. 385.

Giesserei, R.F.G., nr. 2/3, 1987

Exemple practice privind calculele cheltuielilor pentru turnare, în cazul dezvoltării continue a mecanizării şi automatizării, p. 39 — Durabilitatea şi uzura camerelor de turnare ale maşinilor de turnare sub presiune cu cameră de răcire orizontală, p. 45 — Turnarea sub presiune : de la artizanat la fabricarea de precizie în serie — dezvoltarea maşinilor de turnare sub presiune pînă în anul 1945. Partea 1. Stadiul şi dezvoltarea pînă în anul 1925, p. 48 — Sinteză bibliografică anuală asupra turnării metalelor grele (urmare 24), p. 52.

Giesserei, R.F.G., nr. 4, 1987

Turnarea în amestecuri de formare periclitată de plasticitatea în scădere a nisipului. Partea 1. Limita de deformabilitate, p. 69 — Evacuarea gazului din miezuri, p. 76 — Regenerarea termomecanică a amestecurilor de formare uzate liate cu argilă pentru regenerarea materialelor de formare, p. 85 — Sinteză bibliografică anuală asupra materialelor de formare. Partea 1. Materii prime ; regenerare şi preparare. Procedee de formare cu nisip liat cu argilă (urmare 24), p. 88.

Giesserei, R.F.G., nr. 6, 1987

Tehnica turnării — Dare de seamă a VDG (Uniunea turnătorilor din R.F.G.) pe anul 1986, p. 139 — Institutul pentru tehnica turnării în anul 1986, p. 178 — Turnarea în forme crude periclitată de scăderea plasticităţii nisipului. Partea a doua : tehnica de formare modernă agravează problemele amestecului de formare, p. 190.

Giesserei, R.F.G., nr. 7, 1987

Dezvoltări posibile şi necesare pe termen scurt, în turnătorii, p. 201 — Dezvoltarea industriei de turnare a R.P. Chineză. O scurtă prezentare, p. 205 — Turnătoriile R.P. Chineze în expansiune — relatare conform datelor din călătoria de studii în R.P. Chineză a VDG, în 1986, p. 206 — Observaţii privind norme de fontă de turnătorie DIN 1691, p. 214 — Sinteză bibliografică anuală asupra pieselor turnate de oţel aliat (urmare 24), p. 223.

Giesserei, R.F.G., nr. 8, 1987

Din activitatea Uniunii turnătorilor din R.F.G. (Deutscher Gieseereuverband) în anul 1986, p. 233 — Din activitatea societăţii generale a turnătoriilor de metal din R.F.G. (Gesamtverband Deutscher Metallgiessereien), în anul 1986, p. 255 — Utilizarea calculatoarelor la planificarea producţiei unei turnătorii de piese turnate pentru livrare în stare brută, p. 264 — Sinteză bibliografică anuală asupra tehnicii de execuţie a reţelei de turnare şi de alimentare (urmare 24), p. 268.

Ing. Doina Răduceanu
Institutul politehnic — București

Procedee noi de obținere a benzilor din oțel electrotehnic cu grăunți orientați

CZ : 669. 14—41 621.3

Tehnologiile actuale de fabricație a oțelului electrotehnic cu grăunți orientați de înaltă permeabilitate vizează în totalitate obținerea în produsul finit a texturii de tip Goss (110)[001] (muchia [001] paralelă cu direcția de laminare și planul (110) paralel cu suprafața tablei).

Acest tip de textură conferă materialului cele mai bune proprietăți magnetice în direcția paralelă cu direcția de laminare.

Un mecanism posibil pentru obținerea texturii (110)[001] constă în realizarea recristalizării secundare cu o creștere exagerată a grăunților cu orientarea Goss. Pentru a se produce recristalizarea secundară sînt necesare existența unei texturi favorabile a matricei înaintea recristalizării secundare și suprimarea creșterii normale a grăuntelui în intervalul de temperaturi dintre recristalizarea primară și cea secundară [1], [2], [13].

Suprimarea creșterii normale într-un anumit interval de temperaturi (de obicei 690—950°C) se obține prin introducerea în oțel a adaosurilor cu solubilitate scăzută, capabile să se separe sub forma unor particule fin dispersate (faza inhibitoare). Cantitatea optimă de faze inhibitoare este de $10^{13} - 10^{14}$ particule într-un cm^2 la dimensiunea medie de $20—50 \cdot 10^{-9}$ m.

Faza inhibitoare trebuie să aibă un interval de dizolvare determinat și destul de îngust [6]. Înaintea recristalizării secundare, matricea trebuie să conțină o anumită cantitate de grăunți cu orientarea Goss și cu limite mobile. În materialele cub cu volum centrat (c.v.c.) o mobilitate maximă o au limitele de contact ale grăunților cu diferență de orientare de aproximativ 35°.

În benzile din oțel silicios textura matricei care formează unghiuri de 35° cu grăunții Goss a fost identificată ca (111) [112] [6], [3].

Deoarece la recristalizarea secundară forța motoare o constituie energia eliberată prin modificarea lungimii limitelor de contact dintre grăunți, este necesar ca grăunții rezultați în urma recristalizării primare să fie de dimensiuni mici (10—20 μm).

Astfel, tehnologic trebuie soluționate următoarele probleme : crearea la elaborare, la laminarea la cald și la tratamentul termic a condițiilor pentru inhibarea matricei după recristalizarea primară, îmbinarea optimă a componenților absorbant (110)[001] și absorbit (111) [112] și a texturii pentru creșterea la dimensiuni mari a grăunților de tip Goss ; obținerea unui grăunte mic la recristalizarea primară [4], [5].

Pentru asigurarea unor pierderi specifice minime este necesar un grad optim de finețe a texturii cristalografice. Aceasta se obține cînd unghiul de deviație a direcției [100] față de direcția de laminare este de 2—3°. Valoarea unghiului optim depinde de dimensiunea grăuntelui, de existența tensiunilor de întindere, de starea suprafeței.

Față de cerințele expuse mai sus se remarcă pe plan mondial trei direcții de dezvoltare a tehnologiilor pentru obținerea benzilor electrotehnice cu grăunți orientați : inhibarea complexă a creșterii grăunților ; intensificarea texturii de deformare prin creșterea gradului de reducere la laminarea la rece și finisarea domeniilor magnetice.

Deși se păstrează o serie de operații tehnologice folosite în tehnologia convențională (care folosește ca inhibitor sulfura de mangan) acestea se deosebesc prin etapa în care se intervine pentru generarea sau finisarea texturii de tip Goss.

Inhibarea complexă a creșterii grăunților. Cea mai cunoscută variantă a acestei tehnologii folosește ca inhibitor al creșterii grăunților în primul stadiu al recristalizării secundare, pe lîngă MnS, și AlN, pentru care condițiile de precipitare sînt diferite [11]. Produsele obținute prin această tehnologie poartă denumirea convențională de HI—B.

Specific acestei tehnologii este controlul precipitării fine a AlN la normalizarea benzii laminate la cald prin inducerea transformării $\alpha—\gamma$, cunoscut fiind faptul că solubilitatea azotului în faza γ este de trei ori mai mare decît în faza α.

Totodată, se formează o structură cu grăunți mari (20—30 mm), fapt care atestă marea mobilitate a inhibitorilor care conțin azot [11], datorită căreia devine posibilă creșterea unui număr mic de centri de recristalizare secundară foarte perfecționați din punct de vedere al orientării [12], [13].

În variantele cu o inhibare complexă, cu multe elemente mai active (tipul de oțel RG—H al firmei Kawasaki Steel) care formează faze (Se, Te) se preconizează întotdeauna mărirea ultimei reduceri la rece pînă la 70%, iar uneori, laminarea la rece într-o singură trecere. Valorile caracteristicilor magnetice care se obțin

sînt : $B_{800} = 1{,}9$ T ; $P_{1,7/50} = 1{,}2$ Wkg^{-1}. De regulă, atunci cînd se folosește Se, Te, As, Sb este necesară laminarea la rece în două etape, cu recoaceri intermediare la 800—1200° C timp de 1—30 min deoarece particulele disperse ale fazei inhibitoare trebuie să se dizolve într-un interval îngust de temperatură, iar densitatea și repartiția lor trebuie să se modifice astfel încît să fie posibilă creșterea relativă a grăunților cu orientarea (110)[001]. În același scop sînt necesare menținerii îndelungate în cazul recoacerii la temperaturi înalte [11].

În ansamblu, tehnologia care prevede inhibarea complexă și laminarea la rece în două treceri dispune de un interval admisibil mai larg de variere a parametrilor prelucrării la rece, întrucît utilizarea inhibitorilor care conțin azot și laminarea cu o singură trecere necesită respectarea strictă a două condiții : temperatura și timpul de normalizare a benzii laminate la cald și o anumită valoare a reducerii la laminarea la cald pentru crearea unei structuri speciale a benzii.

Mai recent, s-a realizat de către firma General Electric o tehnologie care se aseamănă cu varianta RG—H dar care folosește ca inhibitor borul. Principalul factor care blochează creșterea normală a grăunților în oțelurile cu bor îl constituie segregațiile azotului și sulfului la limitele grăunților, în timp ce segregațiile borului apar la temperaturile creșterii intensive a grăuntelui, distribuția lor se controlează prin concentrația de bor în soluție, care se află în echilibru cu borul aflat în nitruri [8]. Segregațiile sulfului sau azotului au un rol principal de inhibare a creșterii grăunților în etapele inițiale, iar particulele fazei a doua sînt doar un factor secundar în reținerea creșterii normale.

Avantajul oțelurilor electrotehnice cu bor constă în faptul că datorită lipsei aproape complete a elementelor generatoare de faze (Mn, Al) este posibilă reducerea temperaturii de încălzire pentru laminarea la cald : de la 1 400°C la oțelurile cu MnS, la 1 300°C pentru oțelurile complex modificate tip RG—H, pînă la 1 200—1 250°C [6]. Principala dificultate o constituie însă respectarea strictă a raporturilor concentrațiilor dintre B, N și S la concentrații reduse de Mn și Al (0,02 %, respectiv 0,005 %).

Creșterea raporturilor $\frac{[S]}{[Mn]}$ și $\frac{[N]}{[Al]}$ este necesară pentru prevenirea legării elementelor solubile.

Unele tehnologii realizează inhibarea complexă prin introducerea de elemente active în acoperirile termoizolante. Adaosul de elemente inhibitoare în acoperire favorizează creșterea mărimii B_{800} datorită creării condițiilor pentru o mai eficientă recristalizare secundară.

În oțelurile cu bor, care au fost cel mai complet studiate [6], cantitatea de bor depusă suplimentar în acoperiri trebuie să fie în corelație atît cu cantitatea lui inițială, cît și cu concentrația de sulf și azot.

Studiile influenței acoperirilor complex modificate, asupra valorii B_{800} în oțelurile inhibate cu nitruri de aluminiu, au demonstrat că, la desfășurarea recristalizării secundare, absorbția azotului de către matricea recristalizării secundare depinde de compoziția acoperirii. Adaosurile de bor și sulf reprimă acest proces, pe cînd oxidul de magneziu îl stimulează.

Pe lîngă bor, se recomandă adaosurile de seleniu sau sulf [9].

Toate tehnologiile prin care se realizează benzi din oțel silicios cu permeabilitate magnetică ridicată utilizează intensificarea texturii de deformare la rece prin aplicarea unor grade de reducere de peste 80 %.

Finisarea domeniilor magnetice. Întrucît pierderile magnetice sînt invers proporționale cu dimensiunea domeniilor magnetice, tehnologiile moderne urmăresc utilizarea diferitelor tehnici de finisare a domeniilor magnetice și realizarea pe această cale a unor pierderi cît mai scăzute.

Deformarea microplastică a suprafeței prin tensiuni provocate de acoperirile electroizolante sau prin alte metode dă naștere unor cîmpuri elastice cu influență activă asupra structurii domeniilor magnetice și implicit asupra valorilor pierderilor specifice.

Eficiența influențelor superficiale asupra valorii pierderilor specifice este condiționată de doi factori : *a* — tensiunile exterioare de întindere micșorează dimensiunea medie a domeniilor magnetice, micșorînd și pierderile prin curenți turbionari; *b* — aceste tensiuni nivelează într-o anumită măsură influența negativă a tensiunilor neorientate din straturile de sub suprafața metalului, condiționate fie de incluziunile nemetalice, fie de oxidarea interioară stimulată de tratamentul termic în medii umede (decarburare) și de formarea grundului (recoacerea la temperaturi înalte).

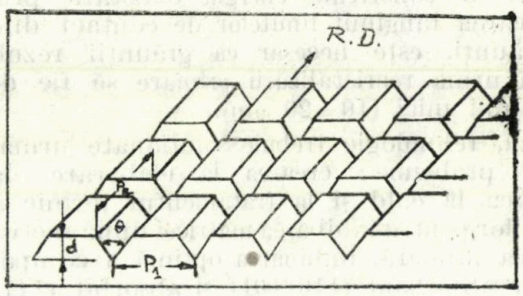


Fig. 1. Dispunerea amprentelor pe suprafața cilindrilor de laminare

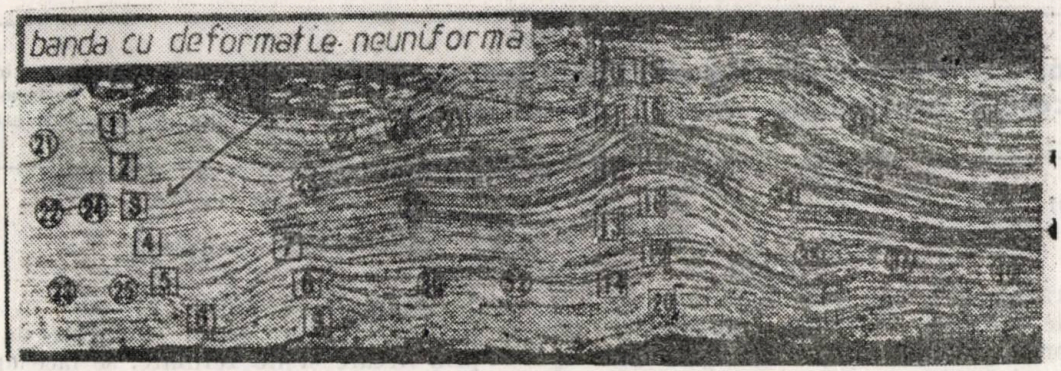


Fig. 2. Bandă laminată cu cilindri cu amprente (reducere 70%)

Tabelul 1

Unghiul de flanc, θ°	Adîncimea, mm, (d)	Unghiul de intersecție, grade	Pasul, mm	
			P_1	P_2
120	0,25	90	6	6
120	0,25	90	3	3
120	0,25	90	2	2
120	0,80	90	5	5
120	70	90	4	—
120	0,70	90	—	4
120	0,25	90	3	3

Tensiunile de întindere de-a lungul direcției de laminare pot fi obținute prin diverse metode : șlefuirea suprafeței oțelului transversal pe această direcție, deformarea locală prin îndoirea benzii cu 1—15° cu un pas perpendicular pe direcția de laminare, deformînd-o cu bile cu diametrul de 0,7 mm la un efort de 2 N și la o distanță între bile de 5 mm [6], laminarea la rece cu cilindri de profil special [10], iradierea cu laser.

Un mod de dispunere a amprentelor pe suprafața cilindrului este, de exemplu, cel din figura 1.

Dimensiunile acestor amprente sînt prezentate în tabelul 2, iar în secțiune, laminatul se prezintă ca în figura 2.

Rezumînd cele de mai sus, se poate afirma că, paralel cu utilizarea tehnologiei obișnuite, bazată pe folosirea sulfurilor ca inhibitori care asigură $B_{800} = 1{,}8$ T și $P_{1,7/50} = 1{,}4$ — — 1,5 Wg^{-1}, pe plan mondial se produce în condiții industriale oțel electrotehnic cu caracteristici magnetice îmbunătățite (B_{800} pînă la 1,90 T și $P_{1,7/50}$ sub 1,1 Wkg^{-1} — grosimi de 0,28 — 0,35 mm) prin diversificarea acestei tehnologii în direcțiile evidențiate în această lucrare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Vukio, Inokuti, Chizuko, Maeda — *Transmission Kossel Study of the Formation of Goss Grains after an Intermediate Annealing in Grain Oriented Silicon Steel.* În ; Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 8, 1984, p. 655—662

[2] Osamu, Hashimoto, Tomotanaka — *Formation of α—Ω—α Transformations Texture of Sheet Steel,* În ; Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 12, 1983, p. 1038—1037

[3] Hirosuke, Inagaki — *Formation of (111) Recrystallization Texture in Polycristalline Iron.* În ; Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 4, 1984, p. 266—273

[4] Schneck, R, Kokhlin S. I — *Criterion for Predicting the Morphology of Crystalline Cubic Precipitates in a Cubic Matrix.* În ; Metallurgical Transactions, S.U.A., febr. 1985, p. 197—202

[5] Voshiyuki, Saito, Tomo, Tanaka— *The Mathematical Model of Hot Deformation Resistance to Microstructural Changes during Rolling Plate Mill,* În : Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia nr. 11, 1985, p. 1146—1155

[6] Segal, V. M. — *Procedee de obținere a oțelului electrotehnic anizotrop permeabilitate magnetică ridicată și cu pierderi specifice scăzute,* În ; Ciornaia Metallurghia, U.R.S.S., nr. 5, 1983, pag. 3—18

[7] Shinozachi, M, Matoba T — *Effect of primary Recrystallized Texture on the Behaviour of Secondary Recrystallization in 3% Silicon Steel,* În ; Transactions of the Japanese Institute for Metals, Japonia, nr. 2, 1987, 85—91

[8] Rowe, R. G — *Grain Boundary Segregation and Grain Growth Inhibition in Silicon Iron. The Effect of Boron and Nitrogen,* În ; Metallurgical Transactions, S.U.A., nr. 8, 1979, 997—1011

[9] Zawada, A, Szymura, S. — *Development of (110)[001] Texture in Thin Fe — v% Si Sheets by Diffusion of Sulphur into Grain Boundaries,* În : Metals Technology, S.U.A., dec. 1977, p. 533—535

[10] Masaji, Kumazawa, Tomo Sekine— *Effects of Cold Rolling with Grooved Rolls on the Formations of Cold Rolling Texture.* În : Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 8, 1979, p. 464—473

[11] Masasi, Takahashi, Atsuki Okamoto — *Effect of Nitrogen Recrystallisation Textures on Extra Low Carbon Steel Sheet.* În ; Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, nr. 7, 1979 pag. 390—400

[12] Fiedler H. C. — *Grain Oriented Silicon — Iron with a Unique Inhibition System for Texture Development.* În ; Metallurgical Transactions, S.U.A. aug-1977 ,p. 1307—1312

[13] Martin, F. Littmann — *Development of Improved Cube or Edge Texture from Strand Cast 3 Pct Silicon-Iron,* În : Metallurgical Transactions, S.U.A., mai 1975, p. 1041—1048.

Cercetări privind tehnologia sudării prin frecare cu aplicații în construcția utilajului petrolier

Dr. ing. V. Ulmanu, dr. ing. M. Marcu
și ing. V. Ispas
Institutul de petrol și gaze — Ploiești

CZ: 621.791 ;531.43

În lucrarea [1] a fost prezentată o parte din cercetările privind stabilirea tehnologiei de sudare prin presiune cu încălzire prin rezistență electrică (de contact) pentru realizarea prăjinilor de foraj pentru sondeze seria W și Q cu racorduri sudate.

Cunoscîndu-se faptul că în cazul sudării prin presiune cu încălzire prîn frecare (sudarea prin frecare) zona influențată termic este mai puțin extinsă, transformările structurale din această zonă sînt mai puțin defavorabile comparativ cu procedeul de sudare anterior și că se asigură consumuri energetice substanțial mai reduse, la Institutul de petrol și gaze Ploiești s-au efectuat cercetări privind utilajele și tehnologia de sudare prin frecare.

În această lucrare se prezintă rezultatele obținute în direcțiile realizării unui stand de sudare prin frecare, optimizării regimului de sudare și de tratament termic local postsudare și stabilirii condițiilor de recepție pentru îmbinări de tipul racord special, flanșă sau niplu cu prăjină de foraj sau țeavă, denumite în lucrare îmbinări *racord-țeavă*.

Cuplurile de materiale cercetate, prezentate în tabelul 1, pot fi grupate în : oțeluri carbon, oțeluri slab aliate de îmbunătățire și oțeluri inoxidabile austenitice. Acestea acoperă practic întreaga gamă de materiale utilizate în construcția utilajului petrolier și petrochimic pentru realizarea îmbinărilor racord-țeavă, cu aplicație practică la produse cum ar fi prăjinile de foraj pentru sondeze, prăjini pentru forajul geologic și orizontal, pistoane pentru pompele de extracție, conducte ale sistemelor de distribuție cu flanșe sau nipluri, vase de reacție pentru cercetări de laborator ș.a.

Cercetarea tehnologiei de sudare prin frecare. În vederea cercetării și aplicării tehnologiei de sudare prin frecare a fost proiectat și realizat un stand de sudare prin frecare, de tipul cu frecare continuă, care realizează un ciclu de sudare în trei etape : încălzirea prin frecare, frînarea și refularea. Schema constructivă adoptată, prezentată în figura 1, a avut în vedere următoarele : posibilitatea realizării îmbinării între o componentă avînd o lungime mică (racord) și una de lungime mare (țeavă), cu asigurarea preciziei poziției reciproce a acestora după sudare ; posibilitatea modificării parametrilor regimului de sudare ; automatizarea ciclului de sudare.

Realizarea forței de apăsare, în cele două trepte corespunzătoare etapelor de încălzire prin frecare și de refulare, se face cu ajutorul a doi cilindri hidraulici, iar frînarea este realizată atît cu o frînă electromagnetică cît și de o frînă cu bandă acționată de un cilindru electrohidraulic care asigură frînarea componentei în mai puțin de o secundă.

Automatizarea procesului s-a realizat folosind în schema hidraulică electrodistribuitoare comandate de un releu de timp.

Principalele caracteristici ale standului sînt :
— turația, în rot/min, variație în trepte 850 ; 1050 ; 1200 ; 1800 ;
— secțiunea inelară maximă sudată, 2000 mm² ;
— diametrul exterior maxim al țevii, 80 mm ;
— forța de (frecare) refulare, în N, variație continuă, maximum 60 000 ;
— puterea motorului de antrenare, în kW 32.

Parametrii care determină regimul de sudare și care influențează calitatea îmbinării sînt :
— viteza de mișcare relativă a componentelor de sudat, v, m/s ;
— presiunea pe suprafețele de contact în etapa de frecare, p_f, N/mm² ;
— presiunea pe suprafețele de contact în etapa de refulare, p_r, N/mm² ;
— timpul de încălzire prin frecare, τ_f, s ;
— timpul de frînare, τ_0, s ;
— timpul de refulare, τ_r, s ;
— scurtarea axială, s_{tot}, mm.

Optimizarea regimurilor de sudare s-a făcut pe baza rezultatelor încercărilor la tracțiune, duritate, îndoire și a analizelor metalografice ale îmbinărilor sudate, avîndu-se în vedere influența corelată a parametrilor regimului asupra cîmpului termic la sudare. Astfel, temperatura în zona de contact este influențată de viteza relativă a componentelor și de presiunea din etapa de frecare, p_f, influența hotărîtoare avînd-o presiunea.

Deoarece presiunea de frecare influențează și mărimea deformației plastice în etapa de încălzire care are un rol important în asigurarea unei calități corespunzătoare a sudurii, optimizarea acestui parametru s-a făcut pe baza rezultatelor obținute la încercarea la tracțiune. În figura 2 sînt prezentate variațiile rezistenței de rupere a îmbinării cu creșterea presiunii de frecare, pentru cuplurile de materiale oțel carbon și oțel inoxidabil austenitic. Se observă că, odată cu creșterea conținutului de carbon,

Tabelul 1

Cuplul de materiale	Starea	Carbon echivalent STAS 7194–79	Caracteristicile mecanice						Semifabricatul
			$R_{p0,2}$, N/mm²	R_m, N/mm²	A_5, %	Z, %	Duritatea, HV_5 *HB*	Unghiul de îndoire, grade	
Țeavă 40Cr10 ;N	Indicațiile normative	0,717	–	714	14	–	–		Țeava Ø33,5×4,75
	Determinările experimentale		425	708	23	55	220	180° fără fisură	
Racord 41MoCr11 C.R.	Indicațiile STAS 791–80 și STAS 1968–60	0,760	min 880	1080–1270	10	–	253–317	–	Oțelul rotund prelucrat mecanic
	Determinările experimentale		–	–	–	–	275	–	
Țeavă 31Mn12V ;N	Indicații normative	0,560	–	–	–	–	–	–	Țeava Ø35×5
	Determinările experimentale		527	745	22	64	170	180° fără fisură	
Racord 40Cr10C.R.	Indicațiile STAS 791–80	0,717	790	980–1180	10	–	(217)	–	Oțelul rotund prelucrat mecanic
	Determinările experimentale		820	980	12	48,5	224	180° fără fisură	
Țeavă OLT65 ; N	Indicațiile STAS 8183–80	0,650	min 370	min 640	16	–	–	–	Țeava
	Determinările experimentale		486	763	22	42,8	230	180° fără fisură	
Racord OLC 45 ;N	Indicațiile STAS 880–80	0,620	min 360	min 620	18	35	(229)	180° fără fisură	Oțelul rotund prelucrat mecanic
	Determinările experimentale		462	723	23,5	32,5	220	180° fără fisură	
Țeavă 12NiCr180	Indicațiile STAS 10322–80	–	205	500–750	35–40	–	(130–190)	–	Țeava
	Determinările experimentale		–	570	38	57	160	–	
Racord 12NiCr180 C	Indicațiile STAS 3583–80	–	200	490	40	55	–	–	Oțelul rotund prelucrat mecanic
	Determinările experimentale		–	500	–	–	160	–	

N – normalizare; C.R. – călire, revenire înaltă (îmbunătățire); C – călire de punere în soluție

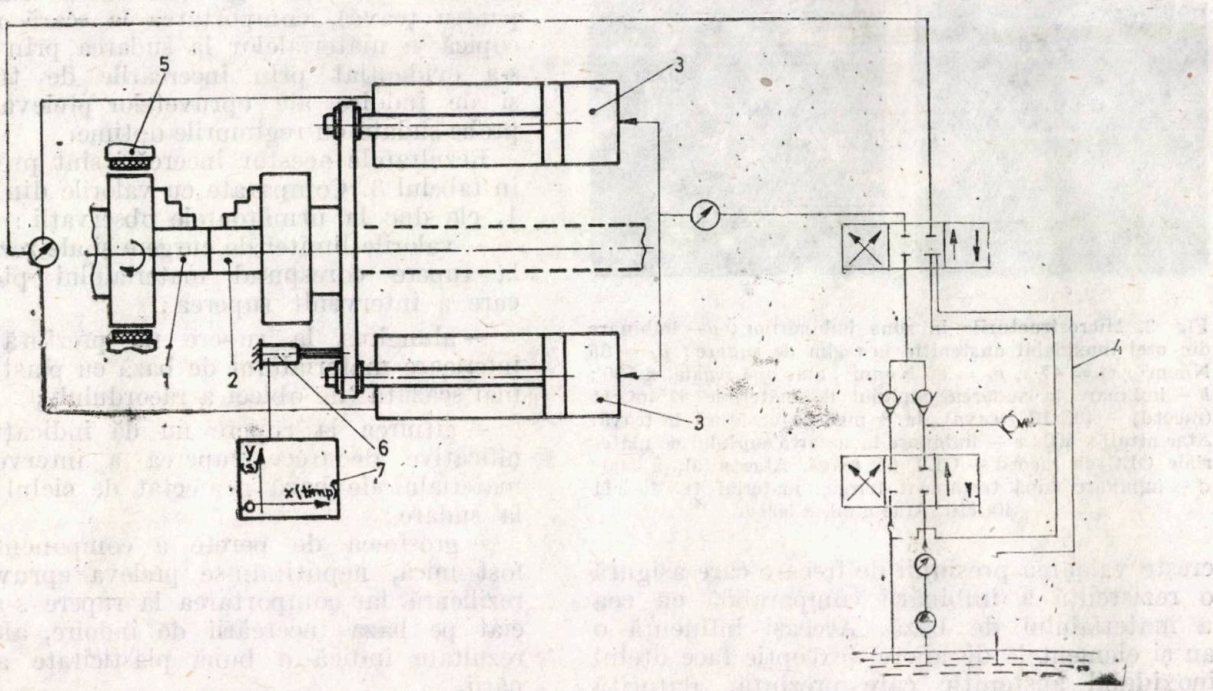


Fig. 1. Stand pentru sudare prin frecare. Schemă constructivă *1* – racord; *2* – țeavă; *3* – cilindrii hidraulici; *4* – schema hidraulică de acționare; *5* – frînă cu bandă; *6* – traductor inductiv; *7* – înregistrator x – y

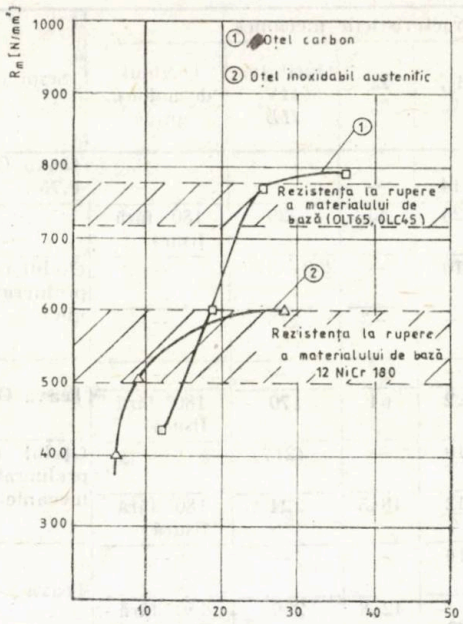


Fig. 2. Variația rezistenței la rupere a îmbinărilor cu presiunea de frecare

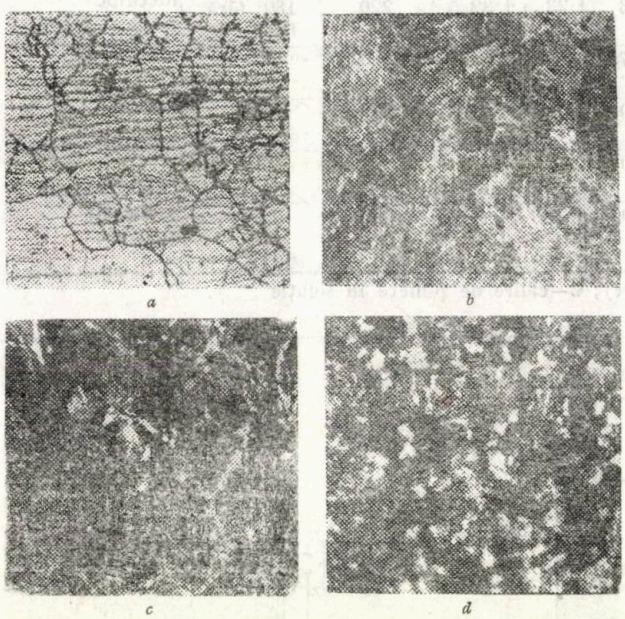


Fig. 3. Microstructurile în zona îmbinărilor ; *a*— îmbinare din oțel inoxidabil austenitic în regim de sudare ; p_f — 35 N/mm² ; τ_f = 47 s, p_r = 86 N/mm² ; atac apă regală, x 500 ; *b* — îmbinare la sudarea cuplului de materiale 41MoCr11 (racord) — 40Cr10 (țeavă), la 3 mm de cusătură în țeavă. Atac nital, x 500 ; *c* — îmbinare la sudarea cuplului de materiale OLC 45 racord — OLT 65 țeavă. Atac nital, x 500 ; *d* — îmbinare după tratament termic, material 41 MoCr11 — 40Cr10. Atac nital, x 500

crește valoarea presiunii de frecare care asigură o rezistență a îmbinării comparabilă cu cea a materialului de bază. Aceeași influență o au și elementele de aliere (excepție face oțelul inoxidabil austenitic care prezintă, datorită structurii, o bună plasticitate) astfel încît la sudarea oțelurilor de îmbunătățire s-au obținut valori ale rezistenței la rupere comparabile cu cele ale materialului de bază numai pentru p_f = 30 N/mm².

Structura îmbinării (în primul rînd dimensiunea grăunților) și caracteristicile mecanice sînt direct influențate de presiunea de frecare, timpul de frecare și presiunea de refulare. Optimizarea timpului de frecarea și a presiunii de refulare, pentru valori ale presiunii de frecare optimizate, s-a făcut pe baza analizelor metalografice. Astfel, în figura 3, *a* este prezentată microstructura îmbinării pentru cazul sudării oțelului inoxidabil austenitic cu regimul p_f = 35 N/mm², τ_f = 47 s, p_r = 86 N/mm². Se observă dimensiunea mare a grăunților, datorată în special timpului mare de încălzire prin frecare, necesar pentru a asigura o extindere convenabilă a zonei încălzite. Prin mărirea presiunii de frecare, crescînd temperatura maximă pe suprafețele de contact a fost posibilă reducerea timpului de încălzire la 30 s. Păstrînd același raport între p_r și p_f (p_f = 50 N/mm², p_r = 120 N/mm²) s-au obținut îmbinări cu o structură corespunzătoare.

Pentru schema de automatizare adoptată, prezentată anterior, timpul de încălzire prin frecare a constituit parametrul de regim prin care s-a controlat procesul de sudare.

În tabelul 2 sînt prezentate regimurile optime de sudare stabilite experimental pentru cuplurile de materiale analizate.

Cercetarea caracteristicilor mecanice și metalografice ale îmbinărilor sudate. Avînd drept scop obținerea unor îmbinări cu caracteristici mecanice cel puțin egale cu cele ale materialului de bază cel mai slab (de obicei materialul pentru țeavă), comportarea la scară macroscopică a materialelor la sudarea prin frecare s-a evidențiat prin încercările de tracțiune și de îndoire ale epruvetelor prelevate din probe sudate cu regimurile optime.

Rezultatele acestor încercări sînt prezentate în tabelul 3. Comparate cu valorile din tabelul 1, ele duc la următoarele observații :

— valorile limitei de curgere și ale rezistenței la rupere corespund materialului piesei în care a intervenit ruperea ;

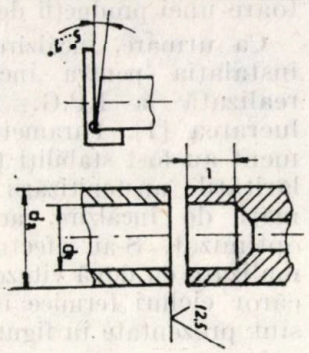
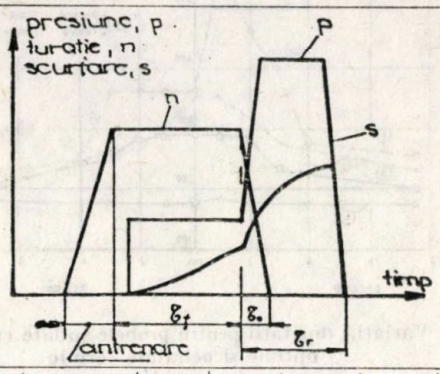
— alungirea la rupere nu prezintă valori inferioare materialului de bază cu plasticitatea mai scăzută (de obicei a racordului) ;

— gîtuirea la rupere nu dă indicații semnificative deoarece ruperea a intervenit în materialul de bază neafectat de ciclul termic la sudare ;

— grosimea de perete a componentelor a fost mică, neputîndu-se preleva epruvete de rezilienă, iar comportarea la rupere s-a apreciat pe baza încercării de îndoire, ale cărei rezultate indică o bună plasticitate a îmbinării.

Comportarea, la scară microscopică, a materialelor la ciclul termic de sudare și caracteris-

Tabelul 2

Cuplul materialelor de sudat	Geometria îmbinării				Parametrii regimului de sudare						
											
	d_1, mm	d_2, mm	Secţiunea de sudat, mm²	l, mm	n, rot/min	v, m/s	p_f, N/mm²	τ_f, s	p_r, N/mm²	τ_r, s	S_{total}, mm
Ţeavă 40Cr10 Racord 41 MoCr11	22	33,5	421	50	1050	1,66	35	15	85	3	7
Ţeavă 31Mn12V Racord 40Cr10	27	35	471	50	1800	3	40	13	100	3	11
Ţeavă OLT65 Racord OLC45	27	35	471	25	1800	3	25	15	60	3	7
	36	48	628	25	1200	2,6	25	15	60	3	7
	48	60	1017	25	1050	2,4	25	15	60	3	7
	60	76	2570	25	850	3	25	15	60	3	7
Ţeavă 12NiCr180 Racord 12NiCr180	18	26	276	15...20	1200	2	50	30	118,5	3	17

Tabelul 3

Cuplul materialelor	Starea*	Caracteristicile mecanice					
		Tracţiunea					Îndoirea
		$R_{p0,2}$, N/mm²	R_m, N/mm²	A_5, %	Z, %	Locul ruperii	Grade
Ţeavă 40Cr10 Racord 41 MoCr11	Sudat fără T.T.	424,7	692,2	14,6	55	MB ţeavă	—
	Nind I	519,2	692,2	11	55	MB ţeavă	180° fără fisură
	Nind II	503,4	715,2	15,27	57	MB ţeavă	180° fără fisură
Ţeavă 31Mn12V Racord 40Cr10	Sudat fără T.T.	594	746	13,6	5 8	MB ţeavă	—
	Nind I	594	700	14,5	63,4	MB ţeavă	—
	Nind II	570	757,5	16	63,4	MB ţeavă	—
Ţeavă OLT 65 Racord OLC 45	Sudat fără T.T.	424,7	692,2	14,6	55	MB ţeavă	180° fără fisură
	Nind	506	709	16,6	45,5	MB ţeavă	180° fără fisură
Ţeavă 12NiCr180 Racord *P*2NiCr180	Sudat fără T.T.	—	563	—	—	MB	—

* Nind I — normalizare cu încălzire prin inducţie, curenţi de medie frecvenţă, ciclu termic I
Nind II — idem, ciclu termic II

ticile materialelor în zona influenţată termic au fost puse în evidenţă prin analiza durităţii şi a microstructurii.

Din curbele de variaţie a durităţii prezentate în figura 4 se remarcă faptul că ciclul termic la sudare influenţează puternic caracteristicile oţelurilor slab aliate de îmbunătăţire pe o distanţă de aproximativ 4 mm de o parte şi de cealaltă a îmbinării. Creşterea de duritate constatată în acest caz este justificată de structura metalografică din această zonă, care pentru cazul cuplului de materiale 41 MoCr11 — 40Cr10 este următoarea : în zona cusăturii structura este formată din martensită şi troostită ; la 3 mm de cusătură, în racord, apare structura Widmanstäten, iar la 5 mm microstructura este feritoperlitică, trecînd apoi într-o structură sorbitică corespunzătoare materialului de bază al racor-

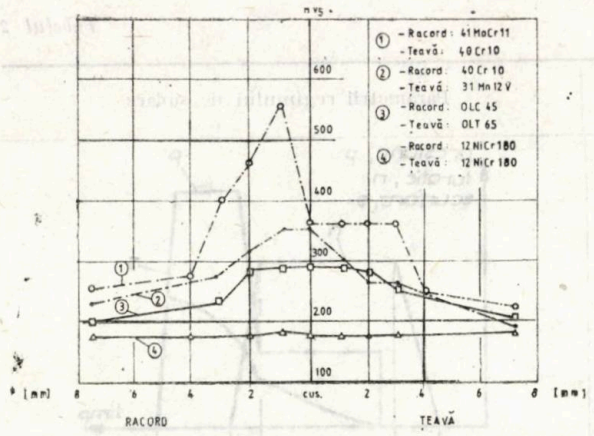


Fig. 4. Variația durității pentru probele sudate cu regimurile optime și netratate termic

dului; în țeavă, la 3 mm de cusătură se constată o structură formată din perlită și bainită (fig. 3, *b*) care trece în continuare într-o structură ferito-perlitică corespunzătoare materialului prăjinii în stare normalizată (fig. 3, *c*).

În cazul oțelului carbon sudarea influențează mai puțin complex structura și deci caracteristicile materialelor. În cusătură structura este formată din perlită cu rețea de ferită (fig. 3,*c*), cristalele avînd dimensiuni mari, structură care se menține pe o distanță de circa 2 mm atît în țeavă cît și în racord. Duritatea mai ridicată în această zonă se explică prin creșterea procentului de perlită în raport cu ferita și prin micșorarea distanței interlamelare din perlită (gradul de dispersie a fazelor).

Cercetarea tehnologiei de tratament termic a îmbinării sudate. Analiza caracteristicilor materialelor în zona îmbinării indică modificări structurale și, deci, ale caracteristicilor mecanice defavorabile în special în cazul sudării oțelurilor slab aliate de îmbunătățire.

Aceasta a dus la efectuarea de cercetări în direcția stabilirii unei variante de tratament termic care să corespundă următoarelor cerințe:

— aplicarea locală a tratamentului în vederea modificării structurii și obținerii unor proprietăți fizico-mecanice convenabile în zona îmbinării;

— realizarea unei productivități ridicate la operația de tratament termic, corespunzătoare unei producții de serie.

Ca urmare, încălzirea s-a efectuat utilizînd instalația pentru încălzire inductivă locală realizată la I.P.G.—Ploiești și prezentată în lucrarea [1]. Parametrii regimului de tratament au fost stabiliți ținînd seamă de particularitățile austenitizării la încălzirea cu viteze mari de încălzire, aceasta fiind parametrul optimizat. S-au efectuat tratamente de normalizare cu două viteze de încălzire (tab. 3) ale căror cicluri termice înregistrate experimental sînt prezentate în figura 5.

În urma aplicării acestor variante de tratament termic s-au obținut modificări structurale importante. Astfel, în cazul probelor din oțel 41MoCr11 — 40Cr10 în zona cusăturii, după ambele variante de tratament, structura este ferito-perlitică (fig. 3, *d*). Această structură se menține atît în racord cît și în țeavă pe o distanță de aproximativ 7 mm, după care are loc treptat trecerea spre structura inițială a materialului de bază. Aceste modificări structurale sînt confirmate și de analizele de duritate care indică în ambele cazuri o aplatizare totală a vîrfurilor de duritate (fig. 6).

În cazul oțelurilor carbon aplicarea după sudare a unei normalizări duce la finisarea structurii ferito-perlitice, uniformizarea durității prezentată în figura 7 datorîndu-se creșterii cantității de ferită.

Rezultatele obținute în încercarea de tracțiune sînt mai puțin influențate de modificările locale ale structurii în zona îmbinării, datorate tratamentului termic, constatîndu-se totuși o creștere a alungirii la rupere ca urmare a măririi plasticității acestei zone.

Criterii de control ale procesului de sudare și de apreciere a calității îmbinării. Cercetările efectuate au avut drept scop stabilirea tehnologiilor de execuție a unor produse din utilajul petrolier și petrochimic cu program mare de fabricație.

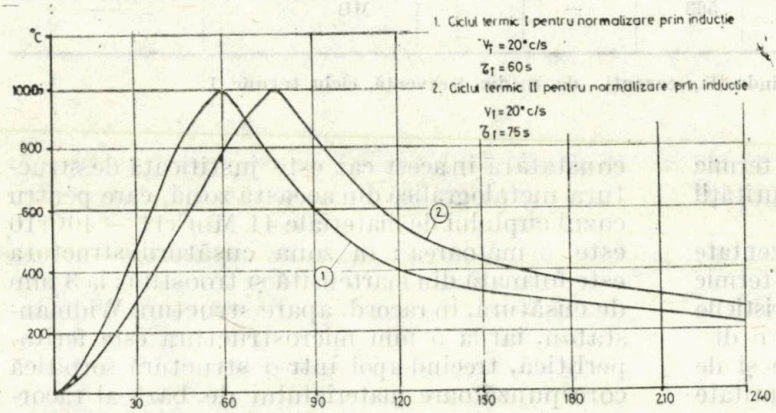


Fig. 5. Ciclurile termice de încălzire prin inducție la operația de tratament termic local postsudare

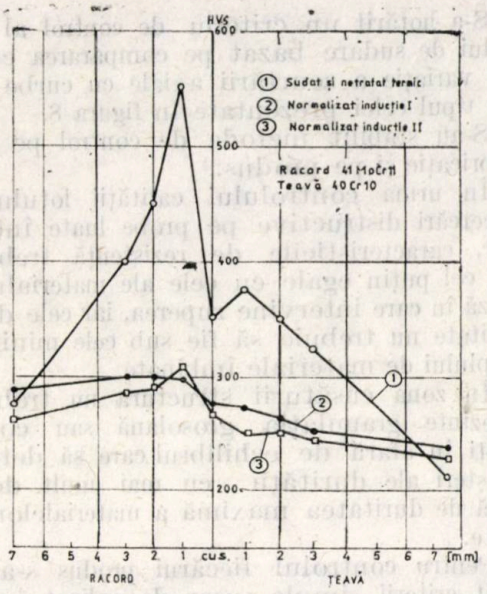


Fig. 6. Variația durității, materialul 41MoCr11—40Cr10

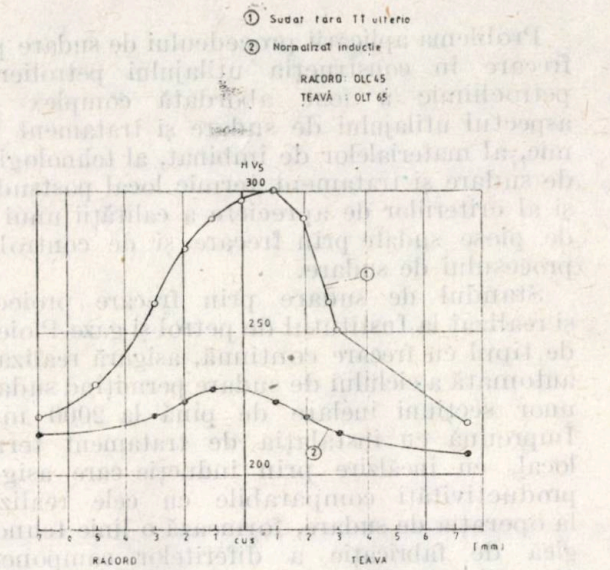


Fig. 7. Variația durității, materialul OLC 45— OLT 65

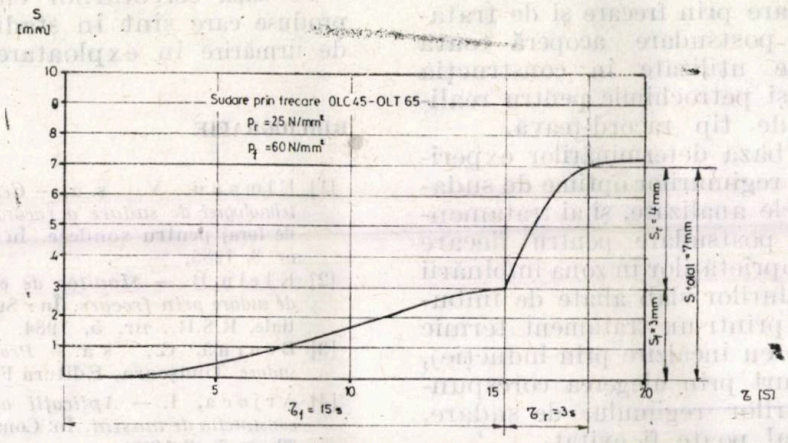


Fig. 8. Curbă etalon de variații în timp a scurtării axiale pentru cazul sudării prin frecare a oțelului carbon

Ca urmare, s-au stabilit criterii de control al procesului de sudare și de apreciere a calității îmbinărilor pentru loturi de piese sudate prin frecare.

Parametrul care acumulează efectele condițiilor tehnologice din toate cele trei faze ale procesului de sudare este scurtarea axială. Avînd în vedere acest aspect, s-au făcut înregistrări ale variației în timp a scurtării axiale utilizînd un traductor inductiv de lungime, al cărui semnal a fost transmis unui înregistrator X—Y. În figura 8 este prezentată variația în timp a scurtării axiale la sudarea unei probe din oțel carbon cu regimul optimizat pe baza analizelor metalografice, a durității și a încercărilor distructive. Curba prezentată poate deci constitui o curbă etalon cu care să se compare curbele înregistrate periodic la executarea unui lot de piese, stabilindu-se astfel un criteriu de control al procesului de sudare.

Controlul calității produsului se face astfel:
— pentru întregul lot un control prin sondaj, prin încercări distructive asupra unui număr de îmbinări luate arbitrar la intervale de timp, în funcție de mărimea lotului de fabricație;
— pentru fiecare piesă se aplică control nedistructiv.

Acceptînd drept criteriu de apreciere a calității îmbinării scurtarea axială totală materializată în forma și mărimea bavurii, s-a constatat faptul că îmbinarea pieselor tubulare este de calitate atunci cînd: bavura este răsfrîntă pînă ce marginile ei ating corpul pieselor îmbinate, între bavura de pe cele două piese nu se formează o crestătură, iar suprafața exterioară a cusăturii debavurate nu prezintă defecte de legătură detectabile la controlul cu lichide penetrante.

Aceste observații pot constitui criterii de apreciere a calității, ușor de aplicat pentru fiecare piesă.

Concluzii

Problema aplicării procedeului de sudare prin frecare în construcţia utilajului petrolier şi petrochimic a fost abordată complex sub aspectul utilajului de sudare şi tratament termic, al materialelor de îmbinat, al tehnologiilor de sudare şi tratament termic local postsudare şi al criteriilor de apreciere a calităţii unui lot de piese sudate prin frecare şi de control al procesului de sudare.

Standul de sudare prin frecare proiectat şi realizat la Institutul de petrol şi gaze-Ploieşti, de tipul cu frecare continuă, asigură realizarea automată a ciclului de sudare permiţînd sudarea unor secţiuni inelare de pînă la 2000 mm². Împreună cu instalaţia de tratament termic local, cu încălzire prin inducţie care asigură productivităţi comparabile cu cele realizate la operaţia de sudare, formează o linie tehnologică de fabricaţie a diferitelor componente din utilajul petrolier şi petrochimic.

Materialele pentru care s-au stabilit tehnologiile optime de sudare prin frecare şi de tratament termic local postsudare acoperă toată gama de materiale utilizate în construcţia utilajului petrolier şi petrochimic pentru realizarea îmbinărilor de tip racord-ţeavă.

S-au stabilit, pe baza determinărilor experimentale, parametrii regimurilor optime de sudare, pentru materialele analizate, şi ai tratamentului termic local postsudare pentru fiecare caz. Restabilirea proprietăţilor în zona îmbinării în cazul sudării oţelurilor slab aliate de îmbunătăţire se asigură printr-un tratament termic simplu (normalizare cu încălzire prin inducţie), iar în celelalte cazuri prin alegerea corespunzătoare a parametrilor regimului de sudare, iar tratamentul final poate fi evitat.

S-a hotărît un criteriu de control al procesului de sudare bazat pe compararea curbelor de variaţie a scurtării axiale cu curbe etalon de tipul celei prezentate în figura 8.

S-au stabilit metode de control pe lot de fabricaţie şi pe produs.

În urma controlului calităţii lotului prin încercări distructive pe probe luate întîmplător, caracteristicile de rezistenţă trebuie să fie cel puţin egale cu cele ale materialului de bază în care intervine ruperea, iar cele de plasticitate nu trebuie să fie sub cele minime ale cuplului de materiale îmbinate.

În zona cusăturii structura nu trebuie să prezinte granulaţia grosolană sau constituienţi în afară de echilibrul care să determine creşteri ale durităţii cu mai mult de 10% faţă de duritatea maximă a materialelor îmbinate.

Pentru controlul fiecărui produs s-au stabilit criterii simple, uşor de aplicat în practică.

Pe baza cercetărilor efectuate s-au realizat produse care sînt în stadiu de omologare sau de urmărire în exploatare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ulmanu, V. ş.a. — *Cercetări privind elaborarea tehnologiei de sudare a racordurilor speciale la prăjinile* de foraj pentru sondeze. În: Metalurgia, R.S.R., 37, nr. 8. 1985,

[2] Klein. R. — *Monitor de control pasiv al procesului de sudare prin frecare.* În: Sudura şi încercări de matetiale, R.S.R., nr. 5, 1984.

[3] Boarnă, C., ş.a. — *Procedee neconvenţionale de sudare,* Timişoara, Editura Facla, 1980.

[4] Arjoca, I. — *Aplicaţii ale sudării prin frecare în construcţia de maşini.* În: Construcţia de maşini, R.S.R., 32, nr. 7—8 1980.

Prof. dr. doc. ing. Fl. Oprea
Universitatea din Galaţi
ing. Gh. T. Pop
Combinatul de Utilaj Greu—Iaşi

Cercetări experimentale privind obţinerea straturilor superficiale prin turnare

CZ : 673.3

Literatura tehnică de specialitate şi practica experimentală şi industrială tratează sumar un domeniu cu multiple aplicaţii tehnologice şi de mare eficienţă economică : obţinerea straturilor superficiale prin turnare pe suprafaţa aliajelor feroase.

Stratul superficial obţinut pe suprafaţa pieselor prin turnare conferă proprietăţi şi caracteristici deosebite ca : rezistenţă la coroziune, refractaritate, rezistenţă la şoc termic şi, în general, bune proprietăţi de pasivitate.

Lucrări experimentale recente, efectuate la Combinatul de utilaj greu—Iaşi, au demonstrat posibilitatea formării unui strat superficial de cca 1 mm pe aliajele fierului, strat care conţine aluminiu şi siliciu. Stratul superficial s-a obţinut prin prepararea şi utilizarea unei paste de aliere, sub formă de amestec de model, care conţine elemente metalice neferoase care au difuzat superficial în timpul turnării şi cristalizării aliajului turnat în formă (fig. 1).

În acest mod se poate obţine alierea superficială a piesei turnate, modificarea stratului superficial şi pasivarea din punct de vedere chimic şi termic a suprafeţei piesei turnate.

Cercetările experimentale efectuate au demonstrat că între aliajele fierului şi elementele metalice neferoase aflate în pasta de aliere (sub forma amestecului de model), ca aluminiu şi siliciu, se formează o serie de aliaje (soluţii solide şi compuşi intermetalici) în timpul turnării şi cristalizării aliajului în forma de turnare. La baza unui astfel de proces stau fenomene de transfer de masă prin difuzie şi termofiltrare.

Diagrama de echilibru termic Fe—Al (fig.2) indică un domeniu larg de soluţii solide şi compuşi intermetalici care se formează pînă la proporţia de 60% aluminiu. Aceleaşi constatări se pot face şi pentru siliciu şi alte elemente neferoase care au proprietăţi bune de aliere şi difuzie cu aliajele fierului.

Stratul superficial pe piesele turnate se formează în timpul turnării şi cristalizării aliajului turnat, prin interacţiunea fizică şi chimică a aliajului de turnare cu elementele metalice din pasta de aliere aflată pe suprafaţa cavităţii formei.

Procesele de transfer de masă, care stau la baza formării stratului superficial, se desăvîrşesc prin tratament termic de recoacere, cînd au loc omogenizarea structurii şi legarea mai puternică a stratului superficial de masa metalică a piesei.

O caracteristică esenţială a formării stratului superficial este timpul scurt de contact între aliajul lichid şi suprafaţa cavităţii formei, timp în care elementele de aliere trebuie să se topească şi să se difuzeze cu viteză mare în aliajul turnat. Această condiţie se realizează numai dacă reactivitatea fizico-chimică a amestecului de aliere este mare şi diferenţa dintre temperatura de turnare şi temperatura de topire a elementelor de aliere este de 350—400°C.

Compoziţia pastei de aliere conţine elemente metalice neferoase ca : Al, Si, Zr, V, Ti etc., material refractar, liant şi dezoxidant. Se pot studia şi determina o mulţime de compoziţii pentru pasta de aliere, care trebuie să îndeplinească însă două proprietăţi fundamentale, şi anume :

— reactivitate fizico-chimică ridicată faţă de aliajul turnat în formă ;

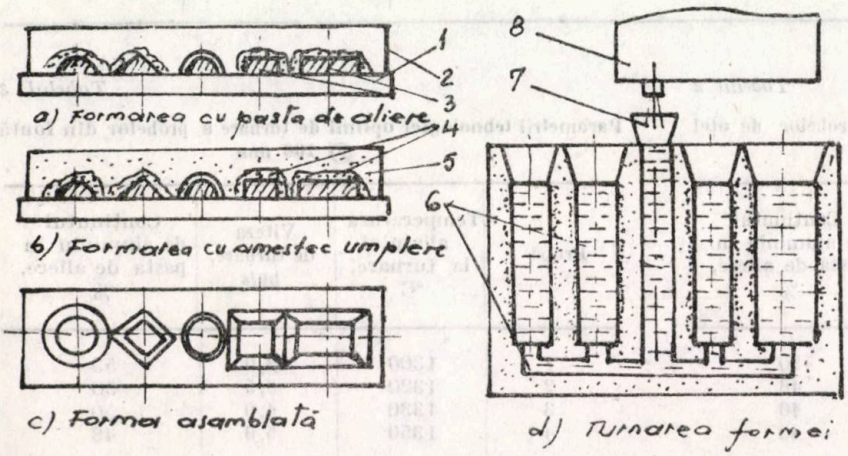


Fig. 1

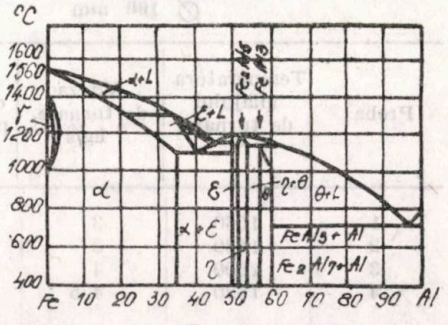


Fig. 2

— caracteristici fizico-chimice specifice amestecurilor de formare (refractaritate, permeabilitate, rezistență mecanică).

În tabelul 1 sînt indicate cîteva compoziții chimice ale pastei de aliere utilizate experimental la Combinatul de utilaj greu -Iași pentru acoperirea superficială a unor piese din oțel carbon și fontă.

Temperatura de turnare este determinată de natura aliajului piesei turnate: pentru oțel 1 550-1 600°C iar pentru fontă 1 300-1 350°C. Din calculele pe bază de bilanț termic a fost determinată temperatura echivalentă la zona de contact aliaj de turnare — pastă de aliere, care trebuie să fie mai mare cu 400-450°C decît punctul de topire a elementului de aliere.

Asigurarea regimului termic optim la zona interfazică aliaj turnat — pastă de aliere are o importanță hotărîtoare asupra calității stratului superficial. La temperaturi peste cea optimă are loc „spălarea" metalului de aliere aflat pe suprafața cavității formei; la temperaturi de turnare sub cea optimă vor difuza cantități mici din elementul de aliere, iar stratul superficial care se obține este necorespunzător.

Viteza de turnare are, la fel ca temperatura, o influență directă asupra calității stratului superficial format. Este indicat să se lucreze cu viteze mari de turnare pentru a reduce la maximum efectul radiațiilor termice asupra peretelui formei.

Viteza de turnare maximă adoptată trebuie să asigure curgerea aliajului și umplerea formei în regim laminar. În toate cazurile se toarnă numai prin metoda indirectă, iar viteza de turnare stabilită se verifică cu relația:

$$V_{max} = \frac{Re \cdot \nu}{4r}, \text{ mm/s}$$

unde: Re este cifra Reynolds la curgerea jetului în cavitatea formei;
ν — viscozitatea cinematică, mm²/s;
r — raza hidraulică a piciorului pîlniei, mm.

Compoziția chimică a pastelor de aliere *Tabelul 1*

Simbolul compoziției	Elementul de aliere	Materialul refractar	Liantul	Întăritorul	Dezoxidantul	Aliajul de turnare
A—I_0	Aluminiu pulbere 40—50%	Nisip cuarțos 40—50%	Silicat de sodiu 8—10%	CO_2	Sol. NH_4Cl 1%	oțel
A—II_0	Aluminiu pulbere 40—50%	Nisip zirconiu 40%	Silicat de sodiu 8—10%	CO_2	Sol. NH_4Cl 1%	oțel
A—III_0	Aluminiu pulbere 40—50%	Nisip cromitic 40%	Silicat de sodiu 8—10%	CO_2	Sol. NH_4Cl 1%	oțel
B—I	FeSiZr pulbere 50—60%	Nisip zirconiu 40%	Silicat de sodiu 8—10%	CO_2	Sol. NH_4Cl 1%	oțel
B—II	FeSiZr pulbere 50—60%	Nisip cromitic 40%	Silicat de sodiu 8—10%	CO_2	Sol. NH_4Cl	oțel
A—II	Aluminiu pulbere 40—50%	Nisip zirconic 40%	FR—1 6%	A S 3%	Acid boric	fontă
A—III	Aluminiu pulbere 40—50%	Nisip cromitic	FR—1 6%	A S 3%	Acid boric	fontă

Tabelul 2

Parametrii tehnologici optimi de turnare a probelor de oțel ∅ 100 mm

Proba	Temperatura aliajului de turnare, °C	Viteza de turnare, hg/s	Conținutul de aluminiu în pasta de aliere, %
1	1560	3	50
2	1580	3	46
3	1600	4	40
4	1620	4,5	40

Tabelul 3

Parametrii tehnologici optimi de turnare a probelor din fontă ∅ 100 mm

Proba	Temperatura aliajului la turnare, °C	Viteza de turnare, hg/s	Conținutul de aluminiu în pasta de aliere, %
1	1300	3,0	55
2	1320	3,5	50
3	1330	4,0	50
4	1350	5,0	48

Tabelul 4

Conținutul elementelor de aliere difuzate

Simbolul pastei	Elementele metalice din pastă, %	Conținutul de elemente din stratul superficial				Gradul de asimilare în stratul superficial, %
		Al, %	Si, %	Zr, %	Fe, %	
A1	Al—40	8,7	4,3	—	rest	22
A2	Al—50	10,3	4,0	—	rest	21
B1	FeSiZr—40	—	6,1	2,1	rest	30/12
B2	FeSiZr—50	—	8,3	2,6	rest	33/13
A AB II	Al—35 FeSiZr—25	11,0	6,8	1,7	rest	31/5, 5/17

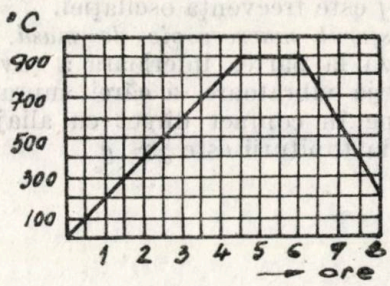


Fig. 4

Realizarea procesului tehnologic de acoperire superficială are la bază transferul de masă al elementelor metalice din pasta de aliere (aflată pe suprafața cavității formei) pe suprafața piesei turnate.

Conform analizelor de laborator efectuate pe cale chimică, spectrală și cu microsonda electronică, s-au determinat conținutul elementelor metalice și oxidice al stratului superficial și gradul de asimilare a acestora.

Din tabelul 4 rezultă conținutul elementelor de aliere difuzate, care prezintă următoarele valori : 10 —14% aluminiu, 4 —8% siliciu, 1,3 — 2,0% zirconiu, elemente care dau stratului superficial proprietăți deosebite de rezistență la coroziune și refractaritate.

În scopul aducerii stratului superficial în stare de echilibru chimic și structural, precum și pentru stabilizarea caracteristicilor fizico-tehnologice, a fost necesar să se aplice un tratament termic de recoacere de omogenizare la temperatura de 850 —900°C timp de 4 h (fig. 3).

Influența tratamentului termic s-a manifestat prin îmbunătățirea aderenței stratului superficial la limita interfazică, desăvîrșind difuzarea de suprafață.

În stratul superficial, recoacerea întărește punțile de legătură metalică între particulele de oxizi refractari, omogenizîndu-se chimic și structural acest strat. Recoacerea accentuează proprietățile de pasivare ale stratului superficial.

BIBLIOGRAFIE

[1] S o f r o n i, L. *Bazele teoretice ale turnării.* București, Ed. didactică și pedagogică, 1980.

[2] I i b r i h, A. N. *Procese fizico-chimice la zona de contact metalformă.* Kiev, Nauhovo Dumha, 1977.

[3] D o b r e s c u, L. *Fenomene de suprafață la metale și aliaje.* București, Ed. Academiei, 1979.

Procese fizice care au loc la vibrarea aliajelor turnate. Efecte tehnologice. Principii de proiectare a instalațiilor de vibrare

Ing. Fl. Ștefănescu
Institutul politehnic — București

CZ : 669. 108.28

Procese fizice care au loc la vibrarea aliajelor turnate

Acțiunea forțelor de impuls. Agitarea aliajului sub acțiunea vibrațiilor duce la apariția unor forțe de forfecare în dendritele formate la limita de separație lichid—solid.

Aplicînd oscilații armonice forțate (centrul de greutate deplasîndu-se după o lege sinusoidală) unui aliaj de masă m, accelerația j își

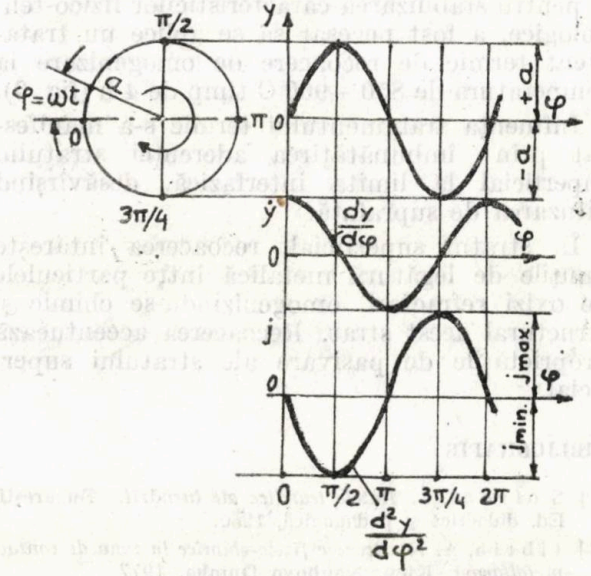


Fig. 1. Corelația dintre traiectoria, viteza și accelerația mișcării în cazul unei oscilații armonice după o lege sinusoidală

schimbă semnul la fiecare semiperioadă de oscilație (fig. 1) [1], ducînd la apariția în aliajul lichid a două forțe de inerție alternante J_1 și J_2 egale ca mărime, dar de semn contrar :

$$J_1 = -m(-a\omega^2 \sin \varphi) = mj; \qquad (1)$$

$$J_2 = -m(a\ \omega^2 \sin \varphi) = -mj; \qquad (2)$$

în care : a este amplitudinea ; ω — pulsația ; φ — faza.

Luînd în considerare și forța $G = mg$, greutatea efectivă G_{ef} se va modifica în timp conform relației :

$$G_{ef} = m(g \pm j) = m(g \pm a\omega^2 \sin \varphi). \qquad (3)$$

În cazul în care $j = j_{max} = g$, forța care acționează în aliajul lichid în prima semiperioadă este maximă, rezultînd următoarea corelație optimă între amplitudine și frecvență :

$$g = a(2\pi f)^2. \qquad (4)$$

în care f este frecvența oscilației.

Transferul macroscopic de masă. Dacă se montează la partea inferioară a cavității formei o tijă vibratoare, a cărei suprafață frontală vine în contact direct cu aliajul lichid, circulația topiturii este $j > g$.

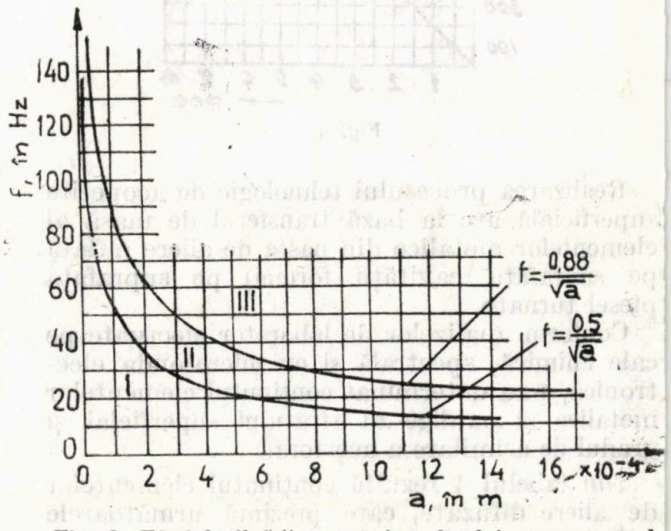


Fig. 2. Efectul vibrării asupra transferului macroscopic de masă

Transferul macroscopic de masă depinde de corelația dintre parametrii a și f [2], avînd loc în domeniile *II* și *III* nu în domeniul *I* (fig. 2), cînd aliajul nu se desprinde de tija vibratoare. În zona *III* desprinderea are loc la $\varphi = 0$, iar în zona *II* desprinderea se produce pentru $\varphi \in \left(0, \frac{\pi}{2}\right)$.

Cristalele aflate în fluidul care se deplasează vor ciocni ramurile dendritelor în consolă, apărînd un efort de rupere τ_r, dat de relația [3] :

$$\tau_r = \frac{1}{2} \rho_c \cdot w^2, \qquad (5)$$

în care : ρ_c este densitatea cristalelor, iar w — viteza fluidului.

Pentru a aprecia efectul amplitudinii și frecvenței asupra debitului de aliaj se analizează două cazuri :

$$I.\ T \geqslant t_u;\ f=\text{ct.};\ a \neq \text{ct.};\ f=\frac{0{,}88}{\sqrt{a}} \div \frac{1}{t_u},$$

în care : T este perioada mișcării oscilatorii, iar t_u timpul de umplere cu aliaj a spațiului creat la desprinderea tijei vibratoare de materialul lichid.

Debitul mediu Q_{mI} se poate calcula cu relația :

$$Q_{mI} = \left[\frac{\pi^2 d^2 f}{4} - \frac{d}{2f}(1-\cos 2\pi f t_u)\right] a - \frac{\pi d^2 g t_u}{24}, \tag{6}$$

în care d este diametrul suprafeței frontale a tijei vibratoare.

Expresia (6) reprezintă ecuația unei drepte. La creșterea amplitudinii crește și debitul.

La $a = 0$; $Q_{mI} = -\frac{\pi d^2 g t_u}{24}$,

iar la $Q_{mI} = 0$ rezultă : $a = (\pi d^2 g t_u/24)/\xi(f)$.

Dacă $\frac{d\xi}{sf} > 0$, a este o funcție crescătoare în f, ajungînd la o valoare minimă pentru $f = \frac{1}{t_u}$; $a_{min} = g t_u^2/(6\pi) = g/(6\pi f^2)$.

Pentru diverse valori ale frecvenței ($f < 1/t_u$) se obține o familie de drepte care trec prin punctul de coordonate $(0, -\pi d^2 g t_u/24)$.

$II.\ T < t_u$; $f = \text{ct.}$; $a \neq \text{ct.}$; $f = \frac{1}{t_u} \div \infty$.

În acest caz debitul mediu Q_{mII} va fi :

$$Q_{mII} = \frac{\pi^2 d^2 a}{4 t_u} - \frac{\pi d^2 g}{24 t_u f^2}. \tag{7}$$

La $a = 0$, $Q_{mII} = -\frac{\pi d^2 g}{24 t_u f^2} = -\frac{\pi d^2 g t_u}{24}$,

iar la $Q_{mII} = 0$, $a = g t_u^2/(6\pi)$.

Pentru frecvențe mai mari de $1/t_u$ se obține o familie de drepte care au aceeași direcție.

Dacă $f \to \infty$, dreapta va trece prin originea sistemului de coordonate.

Fenomene de cavitație. Sub acțiunea oscilațiilor mecanice aliajul se deplasează într-un regim de curgere dat de criteriul Reynolds, în expresia căruia intervin amplitudinea și frecvența de vibrare [4].

Cavitația apare atunci cînd viteza relativă dintre fluid și cristal este mai mare decît o viteză critică. Pe de altă parte, la viteze mari de deplasare a aliajului lichid, procesul de cavitație se poate produce și în afara limitelor cristalelor.

În urma distrugerii bulei de cavitație, gazele din interiorul acesteia se comprimă aproape adiabatic. Implozia care se produce este însoțită de o creștere importantă a presiunii locale, care poate avea ca efect sfărîmarea cristalelor în curs de creștere.

Mărirea gradului de subrăcire. Vibrarea aliajului lichid duce la creșterea coeficientului de schimb de căldură prin convecție, determinînd mărirea valorii criteriului Biot și în consecință creșterea intensității transferului termic.

În timpul vibrării, transferul de căldură de la aliaj la crusta solidificată se intensifică și ca urmare a fragmentării cristalelor de pe suprafața frontului de solidificare. O analiză termică efectuată în astfel de condiții arată că timpul total de solidificare a aliajelor se micșorează.

Sub influența oscilațiilor mecanice crește gradul de subrăcire, îmbunătățindu-se condițiile de apariție și dezvoltare a fazei solide.

Schimbarea condițiilor de echilibru solid-lichid influențează apariția cristalelor. Astfel, pentru fiecare presiune p există o temperatură de solidificare (sau de început de solidificare) bine determinată. Variația temperaturii cu presiunea este dată de legea Clausius-Clapeyron :

$$\frac{dT}{dp} = \frac{T_s(V_l - V_s)}{\Delta H_s}, \tag{8}$$

în care $V_l - V_s$ reprezintă diferența de volum datorată contracției la trecerea lichid-solid.

Dacă $V_l - V_s > 0$, situație caracteristică oțelurilor și majorității aliajelor neferoase, cînd $\frac{dT}{dp} > 0$, crescînd presiunea se mărește temperatura de solidificare și apar condiții favorabile de germinare a cristalelor.

Vibrațiile influențează tensiunea superficială interfazică (solid-lichid) în sensul reducerii acesteia, conducînd la micșorarea razei minime a nucleilor la care aceștia nu se mai retopesc ci urmează un proces de dezvoltare.

Efectul favorabil al vibrațiilor asupra apariției fazei solide se datorează proceselor de aglomerare a germenilor subcritici și de activare a suprafețelor de nucleere eterogenă.

Efecte tehnologice

Omogenizarea și finisarea structurii de solidificare. Datorită vibrațiilor, dendritele în curs de formare se rup, iar fragmentele rezultate sînt aduse de curenții naturali de convecție sau de mișcarea provocată de vibrare în toată masa aliajului. Se creează astfel condiții defa-

vorabile de dezvoltare a zonei macrostructurale columnare, obţinîndu-se un număr mare de cristale cu dimensiuni mici. De asemenea, ca urmare a creşterii vitezei de răcire, oscilaţiile mecanice conduc la o finisare pronunţată a structurii de solidificare.

Mărirea compactităţii materialelor turnate. Obţinerea unui material compact este asigurată dacă viteza v de pătrundere a aliajului în canalele capilare ale zonei bifazice (solid-lichid) este egală cu viteza de contracţie v_{con} ($v_{con} = \alpha m v_s$, α fiind coeficientul de contracţie volumetrică la solidificare; m — raportul dintre volumul de fază lichidă din zona bifazică şi volumul acestei zone; v_s — viteza de solidificare).

În condiţii obişnuite viteza v se exprimă astfel:

$$v = \frac{r^2}{8\eta} \cdot \frac{p_e + p_m - p_g + \frac{2\sigma}{r}\cos\theta}{l}, \qquad (9)$$

în care: r este raza canalului capilar; p_e — presiunea exterioară; p_m — presiunea metalostatică; p_g — presiunea gazelor din canal; σ — tensiunea superficială a aliajului lichid; θ — unghiul de umectare; η — viscozitatea dinamică a aliajului; l — lungimea de pătrundere.

Se scrie egalitatea:

$$\frac{r^2}{8\eta} \cdot \frac{p_e + p_m - p_g + \frac{2\sigma}{r}\cos\theta}{l} = \alpha m v_s,$$

de unde:

$$l = \frac{r^2\left(p_e + p_m - p_g + \frac{2\sigma}{r}\cos\theta\right)}{8\eta \cdot \alpha \cdot m v_s}. \qquad (10)$$

Oscilaţiile mecanice micşorează tensiunea superficială şi unghiul de umectare şi imprimă aliajului o viteză iniţială maximă $v_i = a\omega$. Această viteză creează o presiune dinamică p_d:

$$p_d = \frac{(\mu \cdot a\omega)^2}{2g}\gamma = \frac{2\mu^2 a^2 \pi^2 f^2 \gamma}{g} \qquad (11)$$

în care: μ este coeficientul de pierdere a vitezei, iar γ — greutatea specifică a aliajului în stare lichidă.

Vibrarea măreşte la început timpul de formare a crustei solidificate pentru ca ulterior să-l micşoreze, conform relaţiei [5]:

$$t = \frac{\rho\left(\frac{1}{2}c \cdot \Delta T + L\right)}{2\lambda \cdot \Delta T} x^2 + \frac{\varepsilon\rho}{\lambda \cdot \Delta T}\left(\frac{1}{3}R^{\frac{1}{2}} - \frac{2}{5}x^{\frac{1}{2}}\right)x^2. \qquad (12)$$

în care: c, L, λ, ρ sînt căldura specifică a aliajului, căldura latentă de cristalizare, conductivitatea termică şi densitatea aliajului; ΔT — diferenţa dintre temperatura de cristalizare şi temperatura suprafeţei piesei; x — grosimea solidificată în timpul t; R — raza piesei cilindrice; ε — factor care ţine seamă de condiţiile de vibrare.

Se fac notaţiile:

$$\frac{\rho\left(\frac{1}{2}c \cdot \Delta T + L\right)}{2\lambda \cdot \Delta T} = k_1; \qquad \frac{\varepsilon\rho}{\lambda \cdot \Delta T}\frac{1}{3}R^{\frac{1}{2}} = k_2;$$

$$\frac{2}{5}\frac{\varepsilon\rho}{\lambda \cdot \Delta T} = k_3. \qquad (13)$$

Utilizînd relaţiile (13), viteza de solidificare va avea expresia:

$$v_s = \frac{dx}{dt} = \frac{1}{\sqrt{k_3^2 + 4(k_1 + k_2)t}}. \qquad (14)$$

Rezultă că, în condiţii de vibrare, lungimea de pătrundere va fi:

$$l' = \frac{r^2\left(p_e + p_m - p_g + \frac{2\sigma'}{r}\cos\theta' + \frac{2\mu^2\pi^2 a^2 f^2 \gamma}{g}\right)}{8\eta\alpha m} \cdot \sqrt{k_3^2 + 4(k_1 + k_2)t} \qquad (15)$$

Creşterea compactităţii se datorează pe de o parte fragmentării zonei bifazice, iar pe de altă parte favorizării procesului de pătrundere a fazei lichide în cavităţile create ca urmare a contracţiei.

Degazarea aliajelor. Pentru a se constitui în aliaj sub forma unor separări distincte de rază r, gazele trebuie să aibă o presiune egală sau mai mare decît presiunea totală p_t dată de relaţia:

$$p_t = p_{at} + \rho g H + \frac{2\sigma}{r}, \qquad (16)$$

în care: p_{at} este presiunea atmosferică: $\rho g H$ — presiunea metalostatică; $2\sigma/r$ — presiunea determinată de tensiunea superficială.

După formare, viteza de ridicare w_r a separărilor de gaze este dată de legea lui Stokes, care stabileşte că $w_r = f(r^2, 1/\eta)$.

Sub acţiunea vibraţiilor are loc o micşorare a tensiunii superficiale σ şi a viscozităţii η, concomitent cu o creştere (prin unire) a volumului bulelor, ceea ce înseamnă că se creează condiţii favorabile de formare, dar şi de ridicare a separărilor de gaze.

Micşorarea tensiunilor interne. Dintre tensiunile interne care apar în aliaje în timpul procesului de răcire, tensiunile termice sînt cele mai periculoase, atît datorită valorilor mari pe care le capătă, dar şi datorită dificultăţilor de prevenire a formării lor.

Oscilaţiile mecanice micşorează diferenţele de temperatură pe secţiunea pereţilor piesei turnate, conducînd astfel la reducerea tendinţei de apariţie a tensiunilor interne.

Reducerea segregării. Coeficientul de distribuţie efectiv K_e se poate exprima astfel :

$$K_e = K_0 / \left[K_0 + (1 - K_0) e^{-\frac{v_s \cdot \delta}{D}} \right], \quad (17)$$

în care : K_0 este coeficientul de distribuţie, definit ca raportul între compoziţiile de echilibru ale fazei solide şi lichide ; δ — grosimea stratului limită ; D — coeficientul de difuzie.

Din expresia coeficientului de distribuţie efectiv rezultă că acesta se apropie de 1 pentru valori mari ale vitezei de solidificare.

Dacă viteza de solidificare depăşeşte viteza transferului de masă prin capilaritate şi difuzie atunci nu mai apare neomogenitatea chimică.

Vibraţiile reduc fenomenele de macrosegregaţie prin mărirea vitezei de solidificare (ca urmare a intensificării transferului de căldură către formă), dar mai ales prin fragmentarea canalelor capilare din zona bifazică.

De asemenea, producînd o amestecare turbulentă a aliajului, oscilaţiile mecanice distrug straturile limită dintre faza solidă şi lichidă, ceea ce determină o diminuare a intensităţii proceselor de microsegregare.

Eliminarea incluziunilor nemetalice. În condiţiile existenţei unui gradient de viteză Γw în aliajul lichid, frecvenţa ciocnirilor F_c care duc la coalescenţă, între incluziunile de raze r_1 şi r_2, se poate determina cu relaţia :

$$F_c(r_1, r_2) = \frac{4}{3} \Gamma_w \cdot (r_1 + r_2)^3 \cdot N(r_1) \cdot N(r_2) \cdot E_c, \quad (18)$$

în care : $N(r_1)$ şi $N(r_2)$ reprezintă numărul de incluziuni cu raza r_1 şi respectiv r_2 din volumul luat în considerare ; E_c — eficienţa ciocnirii.

Oscilaţiile mecanice produc următoarele efecte :

— mărirea probabilităţii de ciocnire şi coalescenţă a incluziunilor, crescînd astfel viteza de eliminare a lor ;

— repartizarea uniformă a particulelor rămase în toată masa aliajului ;

— reducerea dimensiunilor incluziunilor neeliminate prin finisarea generală a structurii aliajului turnat.

Creşterea capacităţii de curgere a aliajelor. Oscilaţiile mecanice, prin efectul lor de micşorare a viscozităţii şi tensiunii superficiale, dar şi prin efectele dinamice pe care le generează, conduc la o creştere însemnată a fluidităţii aliajelor, cu toate că în condiţii de vibrare transferul de căldură se intensifică. Analiza teoretică a influenţei vibraţiilor asupra capacităţii de curgere a aliajelor se poate face luînd în considerare schema din figura 3.

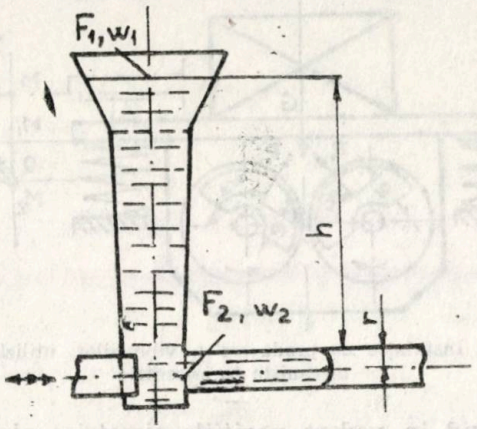


Fig. 3. Curgerea aliajului sub acţiunea vibraţiilor

Dacă viteza iniţială w_i imprimată de elementul vibrator se menţine aproximativ constantă pînă în secţiunea 2, viteza totală w_t va fi : $w_t = w_2 + w_i$, în care w_2 este dată de relaţia :

$$w_2 = \sqrt{\left(h - \frac{2\sigma}{r\gamma} \right) 2g}. \quad (19)$$

Rezultă :

$$w_t = \sqrt{\left(h - \frac{2\sigma}{r\gamma} \right) 2g} + a\omega, \quad (20)$$

iar debitul O :

$$O = F_2 \left[\sqrt{\left(h - \frac{2\sigma}{r\gamma} \right) 2g} + a\omega \right]. \quad (21)$$

Din ecuaţiile (20) şi (21) rezultă că vibraţiile măresc viteza de curgere şi debitul aliajului prin micşorarea tensiunii superficiale şi adăugarea termenului $a\ \omega$.

Principii de proiectare a instalaţiilor de vibrare

La proiectarea unei instalaţii de vibrare se pot adopta diferite moduri de producere a oscilaţiilor [1], [6].

De exemplu, o instalaţie de producere a vibraţiilor de joasă frecvenţă, folosind un mecanism cu excentric, este prezentată în figura 4.

Vibratorul are două elemente rotitoare sincrone, în echilibru, fiecare de greutate P şi

excentricitate e. Se notează cu G greutatea sistemului de vibrare, iar cu c constanta elastică a celor patru arcuri.

Sub acțiunea forței G, deformarea statică δ_{st}, de-a lungul axei y, egală cu segmentul MO, este dată de legea lui Hooke :

$$\delta_{st} = \frac{G}{c}. \tag{22}$$

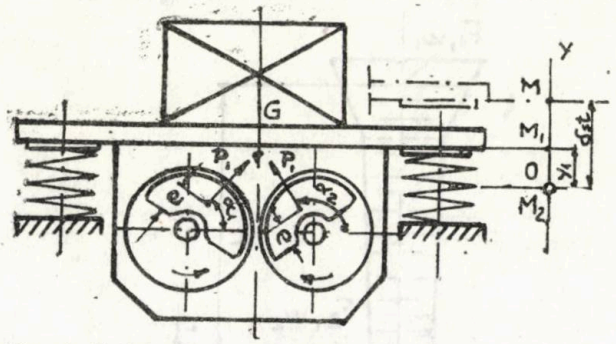


Fig. 4. Instalație de producere a vibrațiilor, utilizînd un mecanism cu excentric

Avînd în vedere pozițiile simetrice ale discurilor se poate scrie :

$$\alpha_1 + \alpha_2 = \pi. \tag{23}$$

Prin rotirea celor două discuri în sens contrar apar două forțe centrifuge P_1 care asigură deplasarea sistemului vibrator numai de-a lungul axei y, deoarece pe direcția x se echilibrează reciproc.

În aceste condiții se poate scrie :

$$P_1 = \frac{P}{g}\omega^2 e \sin \omega t = \frac{P}{g}\omega^2 e \sin (\pi - \omega t). \tag{24}$$

Amplitudinea se micșorează la creșterea forței G conform relației :

$$a = \frac{2P\omega^2 e}{G\left(\frac{g}{\delta_{st}} - \omega^2\right)}. \tag{25}$$

Pentru obținerea unei amplitudini constante se poate folosi o instalație de producere a vibrațiilor cu o bază fixă (fig. 5), care se compune dintr-un disc rotitor (a) cu un element excentric de masă m (b),avînd la partea superioară o tijă mobilă (c) ghidată, de care se fixează rigid platforma (d). Pe această platformă se așază masa de vibrat (e). Contactul dintre tijă și disc se realizează prin intermediul unei role.

Prin rotirea discului, platforma (d) va avea o mișcare după legea oscilației armonice : $y = 2\ a\ \cos\ \omega t$.

Instalațiile de acest tip pot produce oscilații după legi oarecare, folosind pentru aceasta dispozitive cu came (se poate asocia, de exemplu, o sinusoidă cu o parabolă).

O problemă importantă constă în proiectarea unei instalații de vibrare trecînd de la o

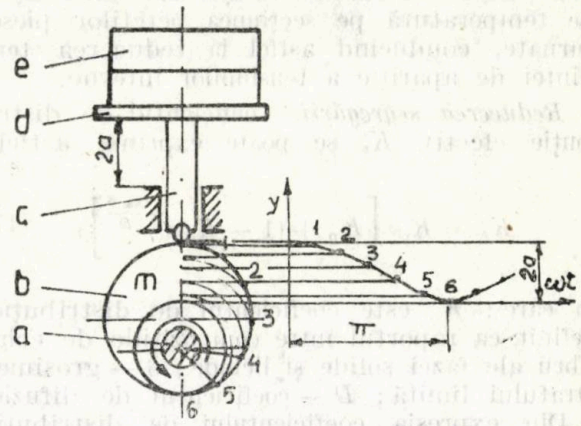


Fig. 5. Schema instalației de vibrare după o lege cosinusoidală, cu amplitudine constantă

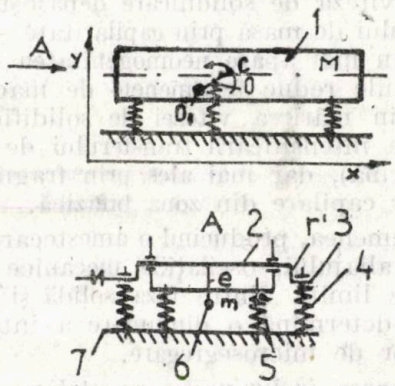


Fig. 6. Vibrator cu o singură masă oscilantă

dimensiune la alta (de obicei, de la o instalație de laborator la una industrială). De aceea, a apărut necesitatea găsirii unor parametri constructivi adimensionali care să caracterizeze întreaga gamă de instalații de vibrare care se bazează pe același principiu constructiv [7].

Se ia în considerare un sistem cu o singură masă oscilantă, acționat cinematic prin intermediul unui dispozitiv cu suspensie elastică (fig. 6), masa M (*1*) fiind partea mobilă a mașinii, care este concentrată în centrul de greutate C, prin care trece axul (*2*), sprijinit excentric ($OC = r'$) pe dispozitivul de acționare cinematică. Axul (*3*) de sprijin trece prin centrul O, fiind legat de o placă de bază (*7*) prin intermediul arcurilor (*4*), care au constanta elastică c_0. Axul de transmisie (*2*) are o masă m (*6*) de echilibrare poziționată excentric, cu excentricitatea $e = O_1C$. Masa vibratoare (*1*) este legată de placa de bază (*7*) prin arcurile (*5*), care au constanta elastică c_1.

Se notează cu x și y proiecțiile deplasării punctului O pe axele unui sistem de coordonate xOy și cu x_c și y_c proiecțiile deplasării punctului C. Deplasarea sistemului oscilant este descrisă de următorul sistem de ecuații diferențiale :

$$\left.\begin{aligned} M_1\ddot{x}+c_x x&=[\omega^2(M r'-D')-c_{1,x}r']\cos\omega t \\ M_1\ddot{y}+c_y y&=[\omega^2(M r'-D')-c_{1,y}r']\sin\omega t \end{aligned}\right\} \quad (26)$$

în care : $M_1 = M + m$; $c_x = c_{1,x} + c_{o,x}$; $c_y = c_{1,y} + c_{o,y}$; D' (momentul static) $= m(e-r')$; t — timpul.

Pentru transformarea sistemului de ecuații dimensionale într-un sistem de ecuații adimensionale se introduc următorii parametri :

$$k_t = \omega_{o,y}\cdot t\,;\quad k_x = \frac{x}{r'}\,;\quad k_y = \frac{y}{r'}\,;\quad k_m = \frac{m}{M}\,;$$

$$k_{cx} = \frac{c_{1,x}}{c_x}\,;\quad k_{cy} = \frac{c_{1,y}}{c_y}\,;\quad k_{\omega_1} = \frac{\omega}{\omega_{o,y}}\,;\quad k_{\omega_2} = \frac{\omega_{o,x}}{\omega_{o,y}}\,;$$

$$k_{r'} = \frac{e-r'}{r'} \quad (27)$$

în care :

$$\omega_{o.x} = \sqrt{c_x/M_1} \quad \text{și} \quad \omega_{o.y} = \sqrt{c_y/M_1}.$$

Înlocuind parametrii (27) în ecuațiile (26) se obține următorul sistem de ecuații diferențiale adimensionale :

$$\left.\begin{aligned} \ddot{k}_x + k^2_{\omega_2}\cdot k_x &= \left(k^2_{\omega_1}\frac{1-k_m k_{r'}}{1+k_m} - \right. \\ &\left. - k^2_{\omega_2}k_{cx}\right)\cos\, k_{\omega_1}\cdot k_t\,; \\ \ddot{k}_y + k_y &= \left(k^2_{\omega_1}\frac{1-k_m k_{r'}}{1+k_m} - k_{cy}\right)\sin k_{\omega_1}\cdot k_t. \end{aligned}\right\} \quad (28)$$

Instalațiile de producere a vibrațiilor cu o singură masă oscilantă se caracterizează deci prin următorii parametri constructivi, adimensionali constanți : k_m, k_{cx}, k_{cy}, k_{ω_1}, k_{ω_2} și $k_{r'}$. Trecerea la parametrii dimensionali se face cu ajutorul relațiilor (27).

Cercetările efectuate pînă în prezent privind influența vibrării asupra procesului de solidificare nu satisfac, decît în mică măsură, necesitatea cunoașterii diverselor aspecte legate de aplicarea acestui procedeu în producție, mai ales că unele date obținute de diverși cercetători sînt contradictorii. În momentul de față, cînd se pune cu pregnanță problema calității în condițiile unor consumuri reduse de materiale și energie, procedeul de vibrare a aliajelor turnate trebuie supus unei analize sistematice.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cerntșev, I. A. *O rejime vibrații splavov pri zatverdevanii.* În : Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr.10 1953.

[2] Angheloff, G. *Untersuchung der notwendigen Bedingungen für eine wirkungsvolle Schwiengungserregung und Bestrahlung der Metalle während der Kristallisation mit Ultraschallen.* În : Al 34-lea Congres Internațional de Turnătorie, Paris, 1967.

[3] Efimov, V. A. *Turnarea și cristalizarea oțelurilor,* București, Editura tehnică, 1981.

[4] Krupman, L. I. ș.a. *Suspenzionnaia razlivka s primeneniem promejutocinogo kristallizatora.* În : Suspenzionnoe litio, Kiev, 1977.

[5] Mustafazade, N. G., Kasumzade, N. G. și Guleaev, B. B. *Vliianie vibrații na protess kristallizații splavov i strukturu otlivok* În : Liteinsvoistva splavov, Kiev, 1972.

[6] Ștefănescu, Fl. și Bratu, C. *Cercetări privind îmbunătățirea calității aliajelor prin vibrarea lor în timpul solidificării.* În : Cercetări metalurgice, ICEM, R.S.R., 1985, p. 351—357.

[7] Titov, A. A. *Kriterii konstruktivnogo podobiia vibromașin.* În ; Liteinoe proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 3, 1986.

Cubilou cu două rînduri de guri de aer, cu alimentare cu aer în regim optimizat, în vederea utilizării cocsului mărunt

Dr. ing. I. Ripoşan şi
prof. dr. ing. L. Sofroni
Institutul politehnic—Bucureşti
ing. E. Bodnar şi ing. C. Kapuşi
Intreprinderea UNIO — Satu Mare

CZ : 621. 745. 34 ; 662.741.3

Într-o lucrare precedentă [1] a fost efectuată o analiză a evoluţiei sistemului de alimentare cu aer a cubiloului, precum şi a mutaţiilor care apar în desfăşurarea reacţiilor de ardere şi reducere din acest agregat de elaborare, în condiţiile utilizării unui cocs mărunt, de calitate mai slabă.

Se impune o analiză riguroasă a acestor schimbări în condiţiile redistribuirii aerului, luîndu-se în considerare şi alţi factori : granulaţia cocsului, înălţimea totală a patului de cocs, distanţa dintre rîndurile de guri de aer dar şi a mărimii patului de cocs deasupra rîndului II, valoarea totală a debitului de aer, a cantităţilor necesare pentru arderea în condiţii optime atît a cocsului cît şi a oxidului de carbon, rezistenţa hidraulică în noile condiţii şi deci viteza de pătrundere şi presiunea aerului, raportul optim între intensificarea încălzirii încărcăturii şi supraîncălzirea fontei etc.

Schimburi care apar în parametrii de funcţionare a cubilourilor

În figura 1 este prezentată schema distribuţiei oxigenului şi a temperaturii gazelor în cubiloul cu un singur rînd de guri de aer (*a*) şi cu aer redistribuit (AR) (*b*). A fost luat în considerare un cubilou cu diametrul $D = 1000$ mm, cu o distanţă între rîndurile de guri de aer I şi II, $Hga = 900$ mm.

Transformarea acestui cubilou şi alimentarea cu aer în sistem redistribuit (fig. 1, *b*) au determinat unele schimbări în desfăşurarea reacţiilor chimice şi în *distribuţia temperaturii*, în condiţiile în care debitul de aer rămîne constant sau prezintă doar o mică creştere.

Zona de ardere principală, corespunzătoare rîndului I de guri de aer, *Za* (I), se restrînge datorită micşorării cantităţii de aer introdus, la acest nivel obţinîndu-se o cantitate mai mică de căldură, respectiv $Tg_{max}(I) < Tg_{max}$. Gazele rezultate din *Za* (*I*) vor traversa o zonă de reducere *Zr* (I), mai mică decît în cazul precedent (*Zr* (I) < *Zr*); pierderile de căldură vor fi mai mici, iar gazele vor intra într-o nouă zonă de ardere, corespunzătoare rîndului II de guri de aer, *Za* (*II*).

Deşi cantitatea de aer introdusă pe rîndul II este mai mică ($W_2 < W_1$), zona de ardere *Za* (II) are o extindere relativ ridicată, fiind mai mare decît cea care ar rezulta din simplul raport W_2/W. Această situaţie are mai

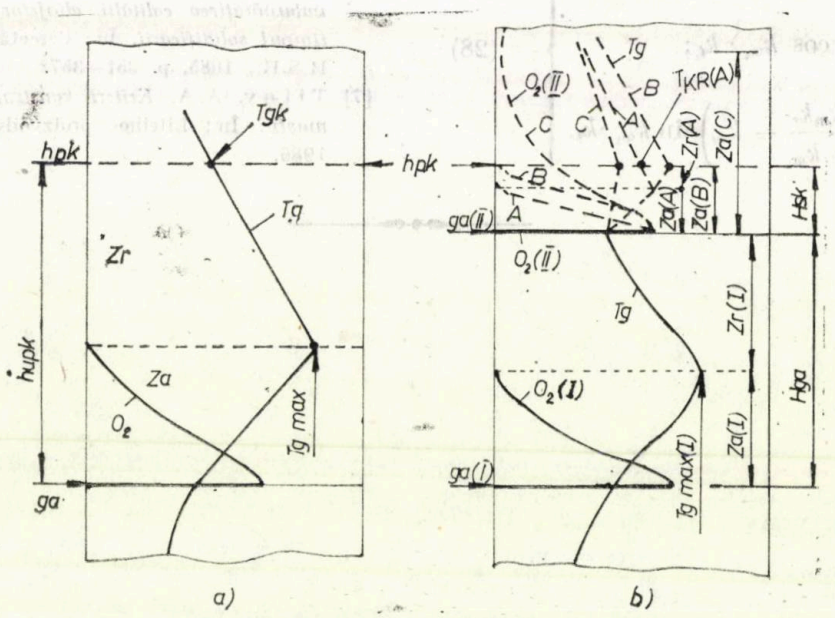


Fig. 1. Schema distribuţiei oxigenului (O_2) şi a temperaturii gazelor (Tg) la un cubilou cu un singur rînd de guri de aer (*a*) şi cu aer redistribuit (*b*) : *Za*— zonă de ardere ; *Zr* — zonă de reducere ; gaz —nivelul gurilor de aer ; *hpk*—nivelul patului de cocs ; *Hga* — distanţa între celedouă rînduri de guri de aer ; *Hsk*—nivelul patului de cocs, deasupra rîndului II ; *hupk*—înălţimea utilă a patului de cocs

multe cauze : diluarea aerului (O_2) de către volumul mare de gaze care ajung la acest nivel, astfel că raportul concentrației O_2/suprafață de cocs scade, fiind necesară parcurgerea unei distanțe mai mari pînă la consumarea oxigenului; secțiunea scăzută a gurilor de aer și presiunea ridicată a acestuia determină o viteză mare de pătrundere și circulație a oxigenului; oxigenul introdus este preluat de gazele de ardere existente, care au o viteză mare de ascensiune.

Avînd în vedere cele de mai sus, rezultă posibilitatea existenței mai multor situații la partea superioară a patului de cocs (deasupra rîndului II de guri de aer), așa cum rezultă și din figura 1, *b*: apariția unei a doua zone de reducere (*cazul A*); existența unei a doua zone de ardere (*cazul B*); extinderea celei de a doua zone de ardere, în afara patului de cocs (*cazul C*).

Rezultă deci că, pentru asigurarea unor condiții corespunzătoare în vederea supraîncălzirii fontei, se impune îndeplinirea mai multor condiții :

— zona de ardere principală *Za* (I) trebuie să fie suficient de extinsă, astfel încît zona de reducere *Zr* (I) să se restrîngă cît mai mult posibil, de aici rezultînd importanța utilizării unui cocs cu granulație optimă, $d_k = \left(\frac{1}{7} - \frac{1}{11}\right) \cdot D$ [3] sau cel puțin uniformă dacă granulația este scăzută;

— alegerea corespunzătoare a distanței între cele două rînduri de guri de aer (*Hga*) și a grosimii stratului de cocs *Ksk* deasupra rîndului II, astfel încît să se evite cele două cazuri extreme (*A* și *C*), îndeosebi la *Za* (*A*) foarte mică sau *Za* (*C*) foarte mare;

— adoptarea unor cantități optime de aer, care să asigure o ardere corespunzătoare atît a cocsului cît și a oxidului de carbon, în zona patului de cocs a cubiloului, respectiv pe parcursul zonei de supraîncălzire;

— stabilirea unui raport optim între secțiunea gurilor de aer și cea a cubiloului, între secțiunea acestora pe rîndurile II/I, precum și a presiunii aerului, astfel încît să se realizeze o circulație corespunzătoare a gazelor în cubilou, mai ales la un cocs mărunt.

Deși au trecut 15 ani de utilizare intensivă a acestor cubilouri, nu există o unitate de concepții și nici valori unanim acceptate care să poată fi recomandate [1].

O analiză a literaturii de specialitate indică existența unui domeniu larg de valori pentru *debitul specific de aer* ($W = 100 - 160$ m³/m². min), așa cum rezultă și din figura 2. În majoritatea cazurilor se indică faptul că debitul de aer a rămas același sau se semnalează doar valorile utilizate, puține fiind cazurile în care se face o comparație cu situația înainte de schimbare. De exemplu, lucrarea [2] indică necesitatea sporirii debitului de aer de la 99,2 la 111,8 m³/m² min (cu 12%), în timp ce în alt caz [5] se recomandă 130 m³/m² min, subliniindu-se faptul că acesta reprezintă o creștere cu 6%.

Revizia STAS 2839, care reglementează problema cubilourilor din R.S. România și care cuprinde numai cubilouri cu aer rece redistribuit (deci fără alte mijloace de intensificare a proceselor din cubilou), prevede debite de aer de ordinul a 150 — 190 m³/m². min fără o concretizare în funcție de condițiile de exploatare.

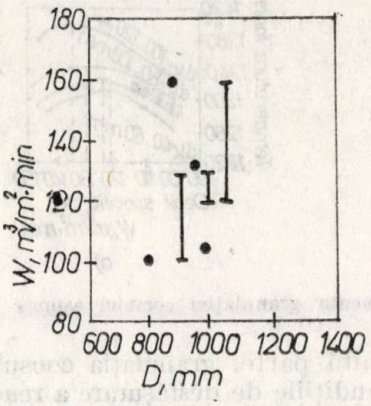


Fig. 2. Debitul specific de aer (W) în funcție de diametrul cubiloului (*D*), în cazul redistribuirii aerului

Se consideră că stabilirea debitului de aer trebuie să pornească însă de la necesitatea asigurării unor condiții optime de ardere, atît pentru cocs cît și pentru CO, fără de care rezultatele obținute nu corespund posibilităților.

Dintre factorii care determină mărimea zonelor termodinamice din cubilou și condițiile de ardere pentru cocs și CO (atît cantitativ cît și calitativ), granulația cocsului joacă un rol deosebit de important.

Într-o lucrare precedentă a fost ilustrată influența granulației cocsului asupra hidrodinamicii curgerii gazelor în cubilou, evidențiindu-se importanța deosebită atît a mărimii granulelor de cocs cît mai ales a uniformității acestora.

Se consideră că și la stabilirea regimului de alimentare cu aer a acestor tipuri de cubilouri caracteristicile granulometrice ale cocsului trebuie să constituie un factor hotărîtor, cu atît mai mult cu cît în turnătorii au apărut schimbări importante în această privință.

În ceea ce privește arderea cocsului, sînt cunoscute influențele granulației asupra temperaturii fontei, existînd domenii granulometrice optime în funcție de diametrul cubiloului, precum și valori optime ale debitului de aer, în funcție de granulația cocsului (fig. 3), pentru a obține valori maxime pentru temperatura fontei, parametrul principal al funcționării cubiloului.

Odată cu diminuarea valorilor granulației cocsului, respectiv cu creșterea suprafeței sale specifice și scăderea razei hidraulice, scade nu numai temperatura maximă a fontei, dar se micșorează și domeniul de încadrare a valorilor optime ale debitului specific de aer, care să asigure obținerea acestor temperaturi maxime.

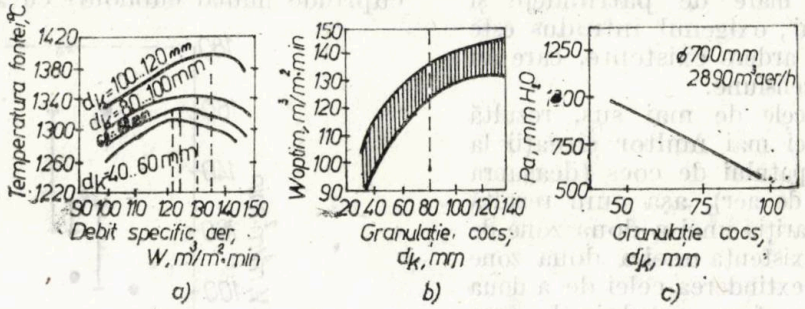


Fig. 3. Influența granulației cocsului asupra temperaturii fontei (*a*), debitului optim de aer (*b*) și presiunii aerului (*c*)

Pe de altă parte, granulația cocsului determină și condițiile de desfășurare a reacției Bell-Boudouard, deci și cantitatea de CO produsă care trebuie apoi arsă în cubilou, în cazul sistemului de redistribuire a aerului. Scăderea granulației cocsului înseamnă concentrarea zonei de ardere, lărgirea zonei de reducere, creșterea cantității de CO și deci și a cantității de aer necesar pentru arderea acestuia în cubilou.

Pentru stabilirea corelațiilor între granulația cocsului, cantitatea și componența gazelor de ardere și cantitățile de aer necesare pentru arderea cocsului (W_k) și CO (W_{CO}) au fost efectuate mai multe calcule, bazate pe unele date ale lucrării [3]. Această lucrare a stabilit o dependență între granulația cocsului (25 — 100 mm) și proporția de CO_2 care va trece în CO în zona de reducere (11 — 4%), în cazul unui cubilou cu $D = 1200$ mm.

Calculele au fost extinse și la stabilirea efectului termic al acestor reacții, respectiv la consumul de căldură și cocs, pentru desfășurarea reducerii CO_2 la CO, inclusiv la creșterea consumului de cocs sub acțiunea granulației acestuia [1].

Din calculele efectuate a rezultat că, odată cu micșorarea valorilor granulației cocsului, scade debitul de aer necesar arderii cocsului și crește cel necesar arderii CO, stabilindu-se o serie de relații matematice în acest sens.

În aceste condiții, este evidentă necesitatea măririi cantității de aer introdus pe rîndul II de guri de aer la utilizarea unui cocs de granulație scăzută, care să asigure arderea cantităților mai mari de oxid de carbon.

Se apreciază că, mai ales la un cocs cu granulație scăzută, se asigură condiții favorabile supraîncălzirii fontei numai în cazul în care aerul introdus pe rîndul I determină o ardere în condiții optime (maxime) a cocsului, iar aerul introdus pe rîndul II contribuie la arderea CO și a unei cantități suplimentare de cocs. Pornind de la acest principiu, au fost stabilite relații de calcul al debitelor de aer (rîndul I, rîndul II și total), în funcție de granulația cocsului.

Înălțimea patului de cocs (*hpk*) trebuie să constituie un rezultat al interferenței unor parametri funcționali ai cubiloului fiind vorba, în special, de cantitatea de căldură din cubilou (*Tg*) și de condițiile de topire ale încărcăturii (T_{top}), astfel încît înălțimea patului de cocs să ajungă pînă în zona de topire. În caz contrar, funcționarea cubiloului este necorespunzătoare : fie că se consumă cocs inutil iar productivitatea scade în mod deosebit (atunci cînd *hpk* este prea mare), fie că nu se valorifică integral zona de supraîncălzire (*hpk* prea mic). Din aceste motive, fiecărui regim de funcționare a cubiloului îi corespunde o anumită înălțime optimă a patului de cocs.

În cubilourile cu aer redistribuit doar distanța între rîndurile de guri de aer (*Hga*) se impune (sau se indică) în timp ce distanța deasupra rîndului II (*Hsk*) este lăsată la lati-

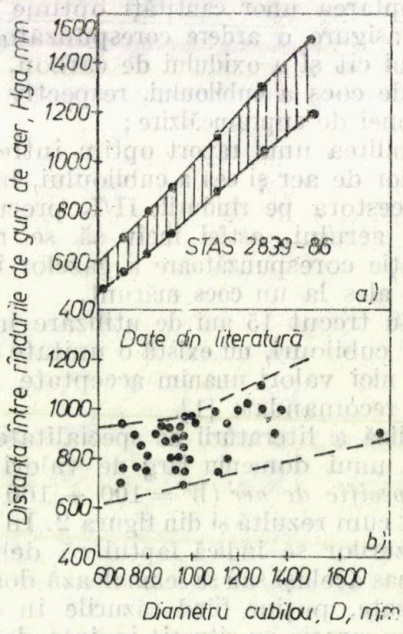


Fig. 4. Influența diametrului cubiloului asupra distanței între rîndurile de guri de aer

tudinea celor care exploatează cubiloul, din care cauză apar frecvent abateri față de o funcționare normală.

În figura 4, este prezentată corelația dintre *Hga* și diametrul cubiloului, conform STAS 2839 (revizuit) (fig. 4, *a*) și pe baza datelor din literatura de specialitate (fig. 4, *b*). Odată cu mărirea capacității cubiloului, crește distanța dintre cele două rînduri de guri de aer, fără ca dependența să fie liniară și atît de puternică. Pentru cubilourile cu $D = 700-1000$ mm $Hga = 700 - 900$ mm, preponderent 800 — 900 mm.

Trebuie să se țină seamă de faptul că, la cubiloul cu aer redistribuit, creșterea temperaturii gazelor care părăsesc patul de cocs crează condiții favorabile unei mai bune încălziri a încărcăturii, astfel că topirea se realizează la un nivel mai ridicat în cubilou. În aceste condiții, este posibilă (și necesară) mărirea înălțimii patului de cocs, pentru a valorifica corespunzător capacitatea suplimentară de supraîncălzire a cubiloului.

Se semnalează situații în care reconstrucția sistemului de alimentare cu aer a dus la necesitatea măririi înălțimii patului de cocs. De exemplu, la un cubilou cu productivitatea de 10 t/h, patul de cocs a fost mărit de la 600 la 750 kg (cu 25 %) [2]. La C.S.V.—Călan, la un cubilou cu $D = 1100$ mm, înălțimea patului de cocs a fost mărită de la 1200 la 1400 mm (cu 17 %).

O importanță deosebită o are și nivelul patului de cocs deasupra rîndului II de guri de aer, respectiv grosimea stratului de cocs *Hsk*, parametru mai puțin urmărit pînă în prezent.

În condițiile în care debitul de aer este mai mare, iar pe rîndul II de guri de aer se introduce mai mult aer, este necesar ca și *Hsk* să aibă valori mai mari, cu atît mai mult cu cît granulația cocsului este mai mare iar ponderea aerului pe rîndul II este mai ridicată, fără să se ajungă la situații nedorite (fig. 1, *cazul A*).

În prezent, la cubilourile cu aer redistribuit se utilizează o suprafață totală a găurilor de aer care reprezintă 5 — 20 % din secțiunea cubiloului [4] (conform STAS 2839), 11—16%, față de 20 — 25% cît se realizează la un singur rînd de guri de aer. De exemplu, lucrarea [4] semnalează faptul că au fost obținute rezultate foarte bune, în cazul în care la un cubilou mic ($D = 700$ mm) au fost utilizate presiuni mari (1250 mm col. H_2O), gurile de aer (Ø 65 mm) fiind închise 2/3 cu un șubăr.

Utilizarea unui cocs cu granulație scăzută determină o compactizare avansată a coloanei de materiale, ceea ce impune o creștere a presiunii aerului (fig. 3, *c*).

Rezultă, deci, că la cubilourile cu aer redistribuit apar schimbări importante și în alimentarea cu aer, iar simpla prevedere a două cutii de aer și a două rînduri de guri de aer nu numai că nu rezolvă problema „modernizării" cubilourilor, dar poate duce chiar la diminuarea parametrilor de funcționare. În această direcție se recomandă utilizarea a două sisteme de alimentare cu aer *independente* sau cel puțin cu posibilități de reglare pentru cele două rînduri, astfel încît să fie posibilă schimbarea valorilor debitului de aer a presiunii și a raportului de distribuție între rînduri în funcție de necesități (în special de caracteristicile încărcăturii).

Tabelul 1

Valorile factorului K, din relația (1), de stabilire a debitului specific de aer

Raportul între secțiunea orificiului diafragmei și cea a conductei de aer	0,15	0,25	0,35	0,45	0,55	0,65	0,75
Factorul K (relația 1)	0,61	0,625	0,645	0,68	0,785	0,795	0,910

De exemplu, în U.R.S.S. se utilizează sisteme bazate pe șubere incluse în gurile de aer comandate de la un pupitru de comandă. Poziția șuberelor este verificată de la distanță prin indicatoare de poziție, consumul de aer fiind urmărit pe afișări grafice [6]. Se apreciază că repartizarea aerului pe cele două rînduri doar prin raportul de secțiuni ale conductelor de aducțiune, așa cum se practică în prezent în R.S.R., nu este corespunzătoare, deoarece nu permite o schimbare a acestui raport, deci o adaptare funcție de necesitățile practice.

Se impune un control riguros al *debitului de aer*, acest control fiind mai important decît la un singur rînd de guri de aer. Este obligatoriu un sistem de măsurare continuă a debitului și a presiunii aerului, amplasarea unei diafragme în conducta de aducțiune putînd rezolva această problemă.

În figura 5 este prezentată schema unei diafragme amplasate într-o conductă de aducțiune a cubiloului, în vederea stabilirii debitului de aer. O astfel de soluție este simplă și

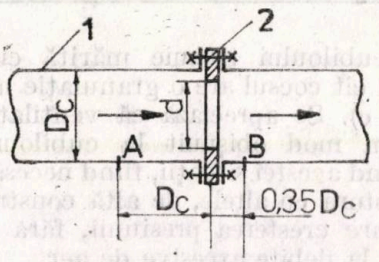


Fig. 5. Schema diafragmei montate în conducta de aducțiune a cubiloului, în vederea determinării debitului de aer: *1* — conductă de aer; *2* — diafragmă; A, B — puncte de măsurare a presiunii

ușor de realizat, singura condiție impusă fiind aceea de a asigura porțiuni liniare ale conductei de o parte și de alta a diafragmei, ale căror lungimi sînt de minimum 10 diametre ale conductei. Relația de calcul al debitului specific de aer are forma :

$$W = \frac{60 \cdot K \cdot f}{F} \sqrt{2g \frac{h}{\gamma}} =$$

$$= 232 \frac{K \cdot f}{F} \sqrt{h}, \ \mathrm{m^3/m^2\ min} \qquad (1)$$

în care W este debitul specific de aer, în m^3/m^2 min ; f — secțiunea orificiului diafragmei (corespunzător diametrului d) în m^2 ; k — un coeficient de debit ,care depinde de raportul dintre secțiunea orificiului diafragmei și cea a conductei de aducțiune (tab. 1) : F — secțiunea cubiloului, corespunzătoare diametrului interior, în m^2 ; γ — densitatea aerului egală cu 1,29 kg/m^3 ; g — 9,81 m/s^2 ; h — diferența de presiune a aerului, între intrarea și ieșirea din diafragmă, în mm col. H_2O.

Măsurarea debitului de aer cu ajutorul diafragmei este reglementată prin STAS R 6823—71 și STAS — 7347—1—83, astfel de diafragme putînd fi realizate în întreprinderi.

Avînd în vedere faptul că, la trecerea de la un rînd la două rînduri de guri de aer, distanțate între ele, rezistența hidraulică din cubilou se mărește [4] și *presiunea* de alimentare cu aer a cubiloului trebuie mărită cu atît mai mult cu cît cocsul are o granulație mai scăzută (fig. 3, *c*). Se apreciază că ventilatoarele utilizate în mod obișnuit la cubilouri nu mai corespund acestei situații, fiind necesară înlocuirea acestora cu altele, de altă construcție, care să asigure creșterea presiunii, fără ca aceasta să ducă la debite excesive de aer.

Tabelul 2

Ventilatorul centrifugal pentru cubilou, tip UNIO-Satu Mare

Caracteristica	Valorile
Datele constructive principale	
— diametrul rotorului	800 mm
— lățimea paletei :	
— la intrare	54 mm
— la ieșire	15 mm
— forma paletei	curbat în față
— turație rotor	3800 rot/min
— putere motor	30 kW
Parametrii de funcționare	
— presiunea statică	1200 mm col H_2O
— debitul nominal	5000 m^3/h

Un astfel de ventilator (centrifugal) este cel prezentat în figura 6, proiectat și construit la Intreprinderea UNIO—Satu Mare, cu parametrii

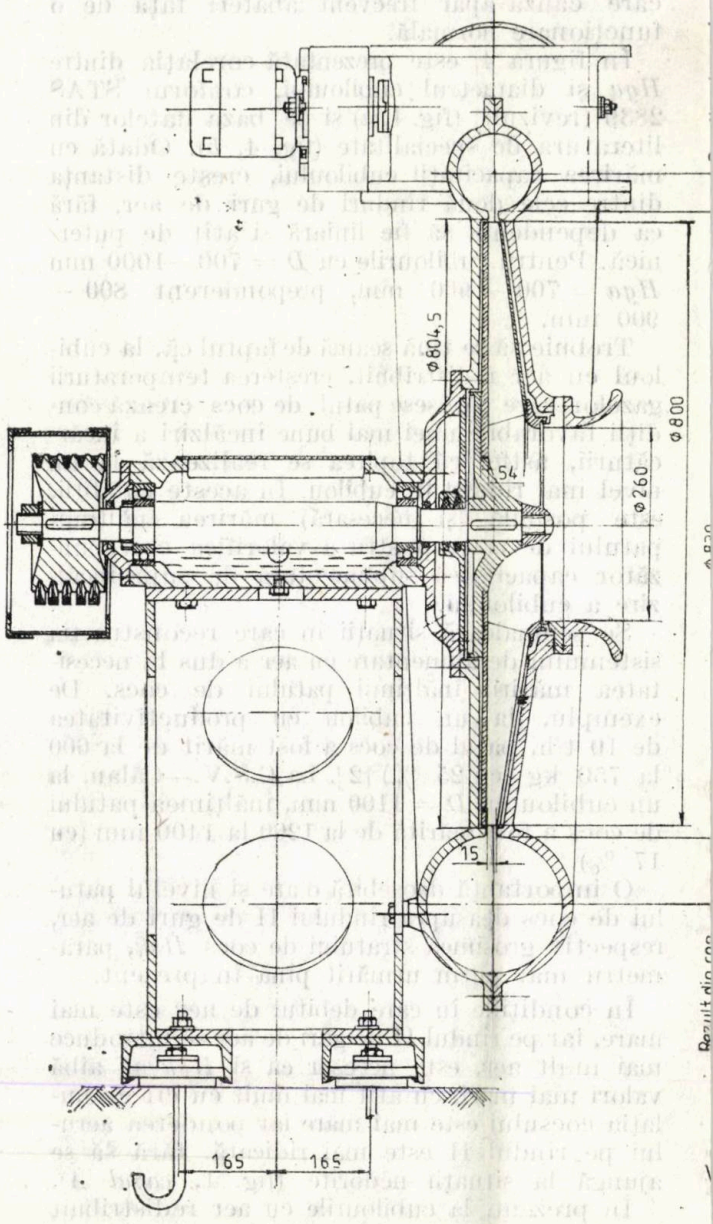


Fig. 6. Ventilator centrifugal pentru cubilou de presiune mare (1200 mm col. H_2O)

ilustrați de tabelul 2. Prin forma paletei, prin valorile scăzute și în același timp variabile ale lățimii acesteia, se asigură presiuni ridicate, la un debit controlabil. Ventilatorul cu dimensiunile și caracteristicile prezentate mai sus poate fi utilizat la cubilouri cu diametru pînă la 800 mm (inclusiv). În cazul cubilourilor mai mari, se pot proiecta ventilatoare centrifugale, pe aceleași principii.

Alimentarea rîndului I (inferior) de guri de aer în *regim pulsatoriu* [7] constituie o altă posibilitate de intensificare a proceselor de ardere, în condițiile unui pat de cocs compact, cu multă cenușă.

Rezultate obținute

Pornind de la necesitatea optimizării funcționării cubilourilor, în condițiile utilizării cocsului mărunt (40 — 80 mm), de calitate slabă (conținut ridicat de cenușă, sulf, apă etc.), la Institutul politehnic—București a fost realizat un program de perfecționare a sistemului de alimentare cu aer, care să asigure o creștere a randamentului termic, îndeosebi la supraîncălzirea fontei.

Acest program se bazează pe realizarea unor condiții de ardere la valoarea maximă a cocsului la partea inferioară a zonei utile a patului de cocs (minimum 75% CO) și a unei cantități suplimentare de cocs, la partea superioară a patului de cocs. În acest mod, are loc o creștere a randamentului termic al cubiloului, atît la încălzire cît mai ales la supraîncălzire, cu efect favorabil asupra temperaturii fontei, consumului de cocs și productivității cubiloului. Programul realizat cuprinde stabilirea debitului specific de aer și valorile acestuia pe cele două rînduri de guri de aer (în funcție de granulația cocsului), distanța dintre rîndurile de guri de aer și grosimea patului de cocs deasupra rîndului II (în funcție de diametrul cubiloului, granulația cocsului și debitul de aer), secțiunea totală a gurilor de aer și presiunea aerului în conductele de aducțiune, în condițiile creșterii vitezei de pătrundere a aerului în cubilou etc.

În tabelul 3 sînt prezentați o serie de parametri de funcționare ai mai multor cubilouri din R.S.R. cu unu și două rînduri de guri de aer (r.g.a.), în condițiile utilizării cocsului de furnal (C.F.) și a celui de turnătorie de calitate bună (CTB) și slabă (CTS). În cazul cubilourilor cu două rînduri de guri de aer sînt comparate situațiile de aer redistribuit utilizate frecvent (A.R. turnătoriile A și B) și cele la care parametrii corespund programului de optimizare a sistemului de alimentare cu aer realizat la Institutul politehnic—București (F.O.—turnătoria C, respectiv Intreprinderea UNIO — Satu Mare).

Se remarcă în primul rînd faptul că trecerea de la un rînd de guri de aer la două rînduri de guri de aer (turnătoria A) a contribuit la ameliorarea parametrilor de funcționare a cubilourilor, în condițiile utilizării cocsului de furnal. Pe de altă parte, se constată că la turnătoriile A și B consumul de cocs este mare, iar productivitatea cubilourilor deosebit de scăzută. Avînd în vedere faptul că în mod obișnuit la utilizarea cocsului de turnătorie productivitatea specifică la cubilourile la care temperatura aerului nu depășește 200 °C este de circa 6 t/m² h, rezultă că aceasta a scăzut cu 35—60%.

La turnătoria A, în condițiile unui cocs de turnătorie de calitate corespunzătoare, se utilizează porții metalice de 800 — 1200 kg, acestea fiind reduse însă la 600 kg, în cazul cocsului de furnal.

În cazul turnătoriei B, utilizarea în încărcătură a unor bucăți metalice de dimensiuni mari (spărturi de lingotiere) a afectat în mod deosebit parametrii de funcționare ai cubiloului.

La turnătoria C (UNIO—Satu Mare), cubilourile funcționează cu principalii parametri: debitul total de aer, valorile debitului de aer și presiunea pe cele două rînduri, distanța între rîndurile de guri de aer, grosimea patului de cocs deasupra rîndului II, secțiunea totală a gurilor de aer — corespunzători programului de optimizare realizat. În aceste condiții, consumul de cocs (inclusiv de Călărași — CTM, CTS) este la valori reduse, mult mai scăzut decît la turnătoriile A și B. Trebuie subliniat faptul că la această turnătorie se utilizează

Tabelul 3

Parametri de funcționare a cubilourilor cu unul și două rînduri de guri de aer (redistribuit și în regim optimizat—I.P.B.

Turnătoria[1]	Diametrul cubiloului D, mm	Tip[2], cubilou	Tip[3], cocs	Consumul de cocs, %	*Hga*, mm	Temperatura aerului, °C	Temperatura fontei, °C	Productivitatea t/h	Productivitatea t/m²·h	ΔP, %[4]
A	1100	1.r.g.a.	C.F.	23	—	20	1300—1350	3,607	3,797	—/—37
		2 r.g.a. (A.R.)	C.T.B.	14			1350—1400	5,8—6,3	6,0—6,5	—/+8
			C.F.	23	900		1300—1350	3,684	4,089	36/—32
B	1300	2 r.g.a. (A.R.)	C.T.B.	14	700	150—170	1300—1400	7,5—8'0	5,6 6,1	—/—5
			C.F.	24—35			1250—1300	3,72	2,804	—51/—53
C	800	2 r.g.a. (F.O)	C.T.B.	12	800	180—220	1350—1400	2,975	5,92	—/— 1,4
			C.T.M.	13—14			1330—1400	2,55	5,076	—14—15,4
			C.T.S.	15				2,125	4,23	—28 —29

1 — La turnătoria B, încărcătură metalică de dimensiuni mari;
2 — r.g.a. — rînduri guri de aer; A.R. — aer redistribuit; F.O. — funcționare optimizată;
3 — C.F.—cocs furnal; C.T.— cocs turnătorie (B—calitate bună; M — calitate medie; S — calitate slabă) (M, S — Călărași)
4 — Variația productivității: la numărător — în raport cu utilizarea C.T.B., la numitor, în raport cu 6 t/m² · h, ca valoare de referință

porții metalice mici (250 kg), constituite din 40% recirculate, 40% FK, 20% oțel, iar cocsul este sortat granulometric (min. 40 mm). Se remarcă faptul că la turnătoria C se utilizează un debit specific de aer la valori ridicate, acest aer asigurînd arderea în condiții optime atît a cocsului cît și a oxidului de carbon, în zona utilă a patului de cocs.

Și la această turnătorie trecerea de la cocsul de turnătorie de bună calitate (CTB) la cel de slabă calitate (CTS) a afectat productivitatea cubiloului (cu circa 14 — 28%), consumul de cocs (cu 20 — 25%) și temperatura fontei, dar cu valori mult mai scăzute decît la turnătoriile A și B. Se poate remarca faptul că la un cocs de turnătorie de slabă calitate (CTS), alimentarea cu aer în regim optimizat a asigurat o productivitate mai scăzută decît cea mediu realizată la un cocs de turnătorie, de bună calitate la cubilourile actuale (cu unul sau două rînduri de guri de aer).

Se menționează faptul că în cazul turnătoriei C există un control riguros al debitului și presiunii aerului pe ambele conducte de aducțiune (cu ajutorul diafragmei), iar pentru alimentarea cu aer se utilizează un ventilator care asigură presiuni ridicate, la un debit controlabil, pentru ambele rînduri de guri de aer (fig. 6 și tab. 2) la actualele valori ale parametrilor de alimentare cu aer ajungîndu-se după o perioadă îndelungată de testări. Se atrage atenția asupra faptului că în cazul cocsului mărunt, de slabă calitate, se impune un control riguros al alimentării cu aer, pentru evitarea situațiilor în care se apelează la cantități mari de cocs.

Mărirea exagerată a cantității de cocs mărunt introdus în cubilou afectează în mod deosebit productivitatea, fără să contribuie vizibil la creșterea temperaturii fontei.

Se apreciază că este mai economică soluția de adaptare a sistemului de alimentare cu aer, în condițiile utilizării cocsului sortat granulometric și a unor porții metalice mici, bine pregătite dimensional.

Concluzii

În cazul cocsului mărunt, de slabă calitate, ameliorarea parametrilor de funcționare ai cubilourilor se poate realiza prin măsuri care să vizeze în principal sistemul de alimentare cu aer. În acest sens, la Institutul politehnic — București a fost realizat un program care cuprinde următoarele măsuri: stabilirea debitului de aer necesar pentru arderea în condiții optime atît a cocsului cît și a CO, funcție de granulația cocsului; amplasarea judicioasă a celor două rînduri de guri de aer pe înălțimea patului de cocs, cu luarea în considerare atît a distanței între cele două rînduri de guri de aer cît și a grosimii stratului de cocs deasupra rîndului II; realizarea unor porții metalice mai mici, conținînd bucăți metalice de mici dimensiuni, eliminarea prin sortare a fracțiilor de cocs sub 40 mm, asigurarea unui schimb de căldură eficient în cubilou; introducerea aerului în cubilou cu viteză mare, prin guri de aer cu secțiune scăzută, la presiuni mari, cu ajutorul unui ventilator centrifugal de construcție specială; controlul debitului de aer care să asigure arderea în condiții optime a cocsului la partea inferioară a zonei utile a patului de cocs, precum și a oxidului de carbon și, eventual, a unui cocs suplimentar la partea superioară a acesteia. Aerul de combustie, de preferat preîncălzit, este introdus în cubilou în regim continuu sau pulsatoriu, în ultimul caz realizîndu-se pe rîndul I alimentări de 10 — 30 s și pauze de 1 — 6 s.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni, L. Ripoșan, I. — *Considerații privind perfecționarea tehnologiei de elaborare a fontei în cubilou, în vederea utilizării cocsului mărunt.* În: Metalurgia, R.S.R., nr. 6, 1987, p. 281—290

[2] Havash, L. ș.a. — *Cubilou cu aer secundar.* În: Giesserei — technik, R.D.G, nr. 2, 1983, p. 16—20.

[3] Rehder, I. E. — *Cupola Fuel — a Review.* În: Foundry Management and Technology, S.U.A., nr. 2, 1981, p. 49—53.

[4] Selianin, I.F., Marks, G. L. — *Aerodinamica i konstructivnîie parametrî vagranok s rassirennoi zonî gorenia.* În: Liteinoe Proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 8, 1986, p. 18—19.

[5] Kacian, A. D., Pronin, B. P., Raihelson, G .P. — *Osobeuosti vagranocinoi plavki s vtoricinîn dntiom.* În; Liteinoe Proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 5, 1981, p. 5—6.

[6] Krîmskii, D. M. ș.a. — *Opît reconstrucții i eksplutații vagranok so vtoricinîm dutiom.* În; Liteinoe Proizvodstvo, U.R.S.S., nr. 3, 1979, p. 27—28.

[7] Krîmskii, D. M. — *Vagranka s pulsiruiuscim dutiom.* În; Liteinoe Proizvodstvo, nr. 1, 1987, p. 24.

o ELABOREAZA STUDII SI PROIECTE PENTRU LAMINOARE DE PRODUSE PLATE, PROFILE, TEVI, TREFILATE SI CUPTOARE DE INCALZIRE SI TRATAMENT TERMIC. o ASIGURA ASISTENTA TEHNICA LA UZINARE, MONTAJ, PUNERE IN FUNCTIUNE SI ACORDA ENGINEERING IN STRAINATATE o

IPROLAM

INSTITUTUL DE INGINERIE TEHNOLOGICA SI PROIECTARE PENTRU UZINE SI SECTII DE LAMINARE
str. Negustori 23-25, Bucuresti, Sector 2, Cod 79648
o Telefon 158739 o

1988 APR 0 1

E 3280

KOH

METALURGIA

Referálva

1987 DEC 2 2

10

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXIX • NR. 10 • OCTOMBRIE 1987

centrozap

Societate de comerț exterior cu răspundere limitată

exportă în domeniul metalurgiei:

- secții complete
- linii tehnologice
- mașini și instalații
- subansamble pentru instalații metalurgice și cocsochimice
- servicii de construcție-montaj

Pentru informații detaliate vă rugăm să vă adresați Societății de comerț exterior cu răspundere limitată

CENTROZAP

ul. Mickiewicza 29
40–085 Katowice, R. P. Polonă
Telefon, 513–401; Telex: 0315771 cp pl

PUBLICOM

METALURGIA

Anul 39 Nr. 10 Octombrie 1987

CUPRINS

Sădea, Suzana: **Noi materiale metalice pentru tehnologii de vîrf din domeniul energeticii** 471

Alexandru, I., Coman, Gh., Petruș, I., Baciu, C. și Susan, M.: **Intensificarea transformărilor la călirea oțelurilor în cîmp ultrasonor** 479

Teodorescu, M.: **Contribuții la studiul influenței stării structurale a materialului prelucrat asupra uzării sculelor** 482

Drăgulescu, Doina și Brîndeu, L.: **Metoda de determinare a tendinței spre fisurare a îmbinărilor sudate din table cu grosime mai mare de 20 mm** 486

Pop, V., Panțel, V. Plop, D., și Miszti, V.: **Conducerea procesului de convertizare a matelor cuproase în vederea reducerii consumurilor de materii prime, materiale și energie** 488

Ceru, N. și Cosmeleață Georgeta: **Cercetări asupra substructurii unor oțeluri de îmbunătățire cu un conținut redus în Cr, Ni și Mo, microaliate cu bor sau cu bor și titan** 494

Mutnariu, I., Berceanu, E., Mustață, C. T. și Ivănescu, Al.: **Metode de creștere a ponderii fierului vechi în încărcătura convertizoarelor cu oxigen de tip LD** 498

Dragomir, I., Rusu, E., Berlo, E., Ursu, V., Suciu, I., Iorga, Gh., Teacă, Mihaela și Drăgan, Monica: **Conductibilitatea electrică a unor zgure utilizate la retopirea electrică sub zgură** 505

Burgulescu, Rodica, Macaleț, V. și Miron, C.: **Compoziția chimică și mineralogică a lipiturilor formate în procesul de topire în suspensie** 508

Badea, S. și Manea, O.: **Studii privind parametrii termomecanici la deformarea aliajului TiAl5Sn3** . . . 511

Cernat, C., Săbău, Teodora și Cosneanu, C.: **Cercetări privind posibilitatea refolosirii integrale a nisipului regenerat la confecționarea formelor pe bază de rășini furanice** 516

REVISTA REVISTELOR 493, 497, 507, 510

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GÂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

Președintele colegiului de redacție : prof. dr. ing. L. SOFRON
Redactor : ELENA PÂRVU
Tehnoredactor : MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon : 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament lei 180 anual. Costul unui exemplar : lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu, nr. 23—25 București

I. P. „Informația"—c. 1502

ORSZÁGOS MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONTES KÖNYVTÁR 1983

CONTENTS

DC : 66.02.620

Gâdea, Suzana : **New metallic materials used by the most advanced technologies in energetics**

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 471–478

DC : 156.621.785.6 : 669.14

Alexandru, I., Coman, Gh., Petreş, I., Baciu, C. and *Susan, M.* : **Intensifying hardening transformations of steels in ultrasonic field**

The influence of ultrasonics applied to the hardening of ball bearing steels has favorable aspects, determining the increase in hardness and in grain refinement, the decrease of the residual austenite quantity, as well as the carbide separation of the alloying elements, as compared with the classic hardening.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 479–481

DC : 620.178.1 : 02

Teodorescu, M. : **Contributions to the study of the influence of the structural state of the processing material on the tool wear**

The paper analyses the influence of the structural state of OLC 45 steel on cutting tool wear and the author establishes the basic relationship necessary to optimize the technologic process.

The size of active area wear stands for an important criterium of processing property, with special implications the material consumption for tools.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 482–485

DC : 539.377 : 669–41

Drăgulescu, Doina and *Brîndeu, L.* : **Method of determining the susceptibility to welded joint cracking for plates of more than 20 mm**

The authors present a method of establishing the susceptibility of submerged arc welded jointcracking and at several passes. The method was tested on plates made of 01 37–2K steel of 20, 40 and 50 mm thickness.

After trials, the authors establish the optimum value of interlayer temperature in order to avoid welded joint cracking, in the case of the above mentioned steel.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 486–487

DC : 669.184.244.86

Pop, V., Panţel, V. Plop, D., and *Miszti, B.* : **The control of bessemerizing of copper matte with a view to reducing raw material, material and energy consumption**

The present paper suggests a new control method of bessemerizing of copper matte by slag tapping, according to an algorithm of the minimum copper content, the authors aiming at obtaining a maximum extraction yield and at reducing the consumption of raw materials, materials and energy.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 488–493

CD : 669.15-194.35

Geru, N and *Coşmeeaţă, Georgeta* : **Researches on the structure of low Cr, Ni and Mo heat-treatments steels, microalloyed with boron or boron and titanium.**

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 494–497

DC : 621.745.44

Berceanu, E., Butnariu, I., Mustaţă, C. T. and *Ivănescu, Al.* : **Methods of increasing scrap rate in BOF charge**

In the paper, the authors analyse the possibilities of increasing scrap ratio in BOF charge, pointing out the present state of worldwide researches, as well as several results obtained by the authors in a study carried out on one of the BOFs at C.S.Galaţi works.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 498–504

DC : 669.054.11

Dragomir, I., Rusu, E., Berlo, E., Ursu, V., Suciu, I., Iorga Gh., Teacă, Mihaela and *Drăgan, Monica* : **The electric conductibility of certain slags used in electric slag remelting**

Although oxide slags have a lower conductibility than CaF_2 slags, the former may be used in the case of electric slag remelting, because they lead to a better electric steel smelting yield, while the electric conductibility depends in a smaller extent on the current frequency, thus having a favourable effect on the steel remelting process.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 505–507

DC : 621.791.35

Murgulescu, Rodica, Macarie, V. and *Miron, C.* : **Chemical and mineralogic composition of junctions formed in the suspension melting process**

The paper presents certain chemical and mineralogic aspects of the junctions which appear during the suspension melting process of copper concentrates.

The useful metals are presented under the form of components such as Cu, Cu_2O, Fe_3O_4, Fe_2O_3. On the basis of the chemical and mineralogic composition the specialists may have valuable data on the possibilities of recovering the useful metals from these secondary products.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 508–510

DC : 539.374 :669.715

Badea, S. and *Manea, O.* : **Studies on the thermomechanical parameters at $TiAl_5Sn_3$ alloy deformation**

The article presents the variation of the plastic deformation parameters according to the thermal process conditions. Furthermore, the authors present the correlation between the process parameters, as well as the extent to which the correlation can be necessary in the technology design and surveillance.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 511–515

DC : 621.742.42 : 678.7

Cernat, C., Săbău, T. and *Cosneanu, C.* : **Researches on the possibility of completely reusing regenerated sand at the manufacturing of furanic resin moulds**

The use and development of moulding and core making have determined the increase of new sand consumption (4–8 t/tones of castings) which has entailed the trend to regenerate sand from the moulding sand. The quality of the regenerated sand is ensured by the correct choice of the regeneration method (or combined regeneration method), typical for every binding agent.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 515–520

INHALT

DK : 66.02.620

Gâdea, Suzana : **Neue, für den Einsatz in Spitztechnologien aus der Energetik, vorgesehene metallische Werkstoffe**

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 471—478

DK : 156.621.785—6 : 669.14

Alexandru, I., Coman, Gh., Petruş, I., Baciu, C. und *Susan, M.* : **Intensivieren der Abschreckungsumwandlungen der sich in ultrasonoren Ebenen befindenden Stähle**

Der Einfluss der Ultraschallen die bei der Abschreckung des Wälzlagerstahls angewendet werden ist sehr vorteilhaft und, gegenüber dem traditionellen Abschrecken, bestimmt er das Wachstum der Härte, die Kornverfeinerung, die Verminderung der Restaustenitmenge und das Trennen der Legierungselemente von Karbiden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 479—481

DK : 620.178.1 : 02

Teodorescu, M. : **Beiträge zum Studium des Einflusses der Struktur des verarbeiteten Werktoffs auf den Werkzeugverschleiss**

In der vorliegenden Arbeit wird der Einfluss des Strukturzustandes des OLC 45-Stahles auf den Verschleiss der spanabhebenden Werkzeuge analysiert. Es werden gleichfalls die grundlegenden Beziehungen die für die Optimierung des Arbeitsvorgangs notwendig sind, festgelegt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 482—485

DK : 539.377 : 669—41

Drăgulescu, Doina, Brîndeu, L. : **Verfahren zur Ermittlung der Schweissrissigkeitstendenz der Schweissverbindungen einiger Platten, die eine grössere Dicke als 20 mm aufweisen**

Die Arbeit gibt eine Methode zur Festlegung der Schweissrissigkeitstendenz der verdeckten Lichtbogenschweissungen die während mehrerer Durchläufen stattfinden, wieder. Die Methode wurde auf Platten aus OL 37—2 K-Stahl, mit einer Dicke von 20, 40 und 50 mm getestet.

Aufgrund der Teste wurde der optimale Temperaturwert der Zwischenschichten die für die Vermeidung der Spaltung von Schweissverbindungen notwendig sind, was der o.g. Stahl betrifft, ermittelt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 486—487

DK : 669.184.244.86

Pop, V., Panţel, V., Plop, D. und *Miszti, V.* : **Steuerung des Konverterbetriebs der Kupfersteine, zwecks der Verminderung des Rohstoff-Werkstoff-und Energieverbrauchs**

In der vorliegenden Arbeit wird eine neue Steuerungstechnik des Konverterbetriebs der Kupfersteine, mittels des Schlackenabzugs, anhand eines Algorythmus des minimalen Kupfergehalts vorgeschlagen, mit dem Ziel der Erhaltung einiger maximalen Extraktionsleistungen, sowie der Verminderung des Rohstoff-Werkstoff-und Energieverbrauchs

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 488—493

DK : 669.15-194.35

Geru, N. und *Coşmeleaţă, Georgeta* : **Erforschungen betreffend das Gefüge einiger Vergütungsstähle mit einem niedrigen Cr, Ni und Mo- Gehalt, mikrolegiert mit Bor, oder mit einem Bor- und Titangehalt**

Metalurgia 39 1987), nr. 10, p. 494—497

DK : 621.745.44

Berceanu, E., Butnariu, I., Mustaţă, C. T. und *Ivănescu, Al.* : **Wachstumsmethoden des aus den Konvertereinsatz herkommenden Schrottanteils**

In der Arbeit werden die Wachstumsmöglichkeiten des Schrottanteils aus dem LD-Konvertereinsatz analysiert, gleichzeitig mit der Darstellung des weltweiten Stadiums der Erforschungen und einiger Ergebnisse eines Studiums die mit Hilfe eines von den C.S.Galatzer-Konvertern erzielt wurden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 498—504

DK : 669.054.11

Dragomir, I., Rusu, E., Berlo, E., Ursu, V., Suciu, I., Iorga, Gh., Teacă, Mihaela und *Drăgan, Monica* : **Elektrische Leitfähigkeit einiger beim Elektro-Schlacke-Umschmelzverfahren verwendeten Schlacken**

Obwohl die oxydischen Schlacken eine geringere Leitfähigkeit als die CaF_2-Schlacken, u.a. aufweisen, können diese beim Elektro-Schlacke-Umschmelzverfahren verwendet werden, und zwar dank ihrer höheren elektrischen Leistung während dem Stahlumschmelzprozess und der Tatsache, dass die elektrische Leitfähigkeit weniger von der Stromfrequenz abhängt. Gleichzeitig haben die o.g. Schlacken einen günstigen Einfluss auf den Stahlumschmelzprozess.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 505—507

DK : 621.791.35

Murgulescu, Rodica, Macarie, U. und *Miron, C.* : **Die chemische und mineralogische Zusammensetzung der während des Aufhängungsgiessens entstandenen Lötungen**

In der Arbeit werden einige chemisch-mineralogische Aspekte, was die Lötungen die, während des Aufhängungsgiessens der Kupferzusammensetzungen vorkommen, betrifft, dargestellt.

Die wichtigsten Bestandteile unter deren Form sich einige notwendige Metalle befinden, sind: Cu, Cu_2O, Fe_3O_4, Fe_2O_3. Ausgehend von der chemischen und mineralogischen Zusammensetzung werden einige Schlussfolgerungen gezogen, betreffs der Rückgewinnungsmöglichkeit der notwendigen Metalle aus den o.g. Nebenerzeugnissen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 508—510

DK : 539.374 :669.715

Badea, S. und *Manea, O.*: **Erforschungen betreffend den thermomechanischen Parametern während der Verformung der Ti Al_5 Sn_2 -Legierung**

In der Arbeit werden die Schwankungen einiger Verformungsparametern, bedingt von den thermischen Bedingungen des Prozesses, dargestellt. Es werden ebenfalls die thermischen Beziehungen des Prozesses, wie auch die Art in welcher diese Beziehungen nützlich für das Planen und die Führung der Verfahrenstechnik sein können, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 511—515

DK : 621.742.42 : 678.7

Cernat, C., Săbău, T. und *Cosneanu, C.* : **Erforschungen betreffs der Möglichkeit der vollständigen Wiederverwertung des wiedergewonnenen Sandes, bei der Herstellung von Formen aufgrund von Furanharzen**

Die Anwendung und Entwicklung der Form-und K rnmachung haben das Wachstum des Neusandverbrauchs, bewertet zwischen 4—8t/t Gussstücke, bestimmt. Diese Tatsache hat die Regenerierungstendenz des Formsandes mitsichgebracht. Die Qualität der o.g. regenerierten Sande ist von der richtigen Auswahl der Regenerierungsmethode (oder von mehreren zusammengestellten Regenerierungsmethoden), spezifisch für jeden Bindemtteltyp aus der verwendeten Mischung, gesichert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 516—520

SOMMAIRE

CD : 66.02.620.9]

Gădea, Suzana : **Nouveaux matériaux métalliques pour les technologies de pointe dans le domaine de l'industrie énergétique**

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 471—478

CD : 156.621.785.6 : 669.14

Alexandru, I., Coman, Gh., Petruș, I., Baciu, C. et *Susan, M.* : **L'intensification des transformations de trempe des aciers en champs ultrasonique**

Les ultrasons utilisés à la trempe des aciers à roulements contribuent à l'augmentation de la dureté au raffinement de la granulation, à la diminution de la quantité d'austénite résiduelle et à la séparation de carbure dans les éléments d'alliage, par comparaison à la trempe classique.

Metalurgia, 39 (1987), nr. 10, p. 479—481

CD : 620.178.1.02

Teodorescu, M. : **Contributions à l'étude de l'influence de l'état structurel du matériel usiné sur l'usure des outils**

Le travail analyse l'influence de l'état structurel de l'acier OLC 45 sur l'usure des outils à découper et établit les relations necessaires à l'optimisation du processus technologique.

La dimension de l'usure de la zone active représente un critère important d'usinabilité et influence la consommation de matières pour outils.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 482—485

CD : 539.377 : 669—41

Drăgulescu, Doina, Brîndeu, L. : **Méthode pour la détermination de la sensibilité au crique de joints soudé en tôles de plus que 20 mm épaisseur**

L'article présente une méthode pour la détermination de la sensibilité au crique des joints soudés sous flux électroconducteur et aux plusieurs passages. Cette méthode a été testée sur des tôles en acier OL 37—2 K à épaisseur de 20, 40 et 60 mm.

Les testes ont contribué à la détermination de la valeur optimale de la temperature des intercouches pour éviter l'apparition des fissures des joints soudés dans le cas de l'acier susi-haut mentionné.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 486—487

CD : 669.184.244.86

Pop, V., Panțel, V. Plop, D., et *Miszti, V.* : **La commande du processus de convertissage des mattes de cuivre en vue de réduire les consommations de matières premiéres, de matériaux et d'énergie**

L'article propose une méthode nouvelle de commande de la technologie de convertissage des mattes de cuivre par l'évaluation des scories selon un algorithme de la teneur minimale en cuivre. Le but de cette méthode est l'obtention de rendements maximum d'extraction de même que la diminution des consommations de matières premières, de matériaux et d'énergie.

Metalurgia 39, (1987), nr. 10, p, 488—493

CD : 669.15-194.35

Geru, M. et *Cosmeleață, Georgeta* : **Recherche sur la structure de certains aciers d'amélioration à basse teneur en Cr, Ni et Mo, microalliés à bore ou à bore et titane**

Metalurgia 39 (1987), nr. 10 p. 494—497

CD : 621.745.44

Butnariu, I., Berceanu, E., Mustață, C. T., Ivănescu, Al. : **Méthode d'augmentation de la quantité de ferraille dans la charge des convertisseurs**

L'article analyse les possibilités d'augmentation de la quantité de ferrailles dans la charge des convertisseurs à oxygène. Les auteurs présentent la situation des recherches dans le monde de même qu'une série de résultats obtenus par les auteurs au cours d'une étude effectuée à l'un des convertisseurs de C. S. Galatz.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 498—504

CD : 669.054.11

Dragomir, I., Rusu, E., Berlo, E., Ursu, V., Suciu, I., Iorga, Gh., Teacă, Mihaela et *Drăgan, Monica* : **La conductivité électrique de certains laitiers utilisés à la refusion électrique sous laitier**

Bien que les laitiers oxydiques aient une conductivité plus réduite que les laitiers qui contienent du CaF_2, les premiers peuvent être utilisés à la refusion électrique sous laitier; ces laitiers déterminent un meilleur rendement électrique de la refusion de l'acier; la conductivité électrique dépende en moindre mesure de la fréquence du courant, ayant un effet favorable sur le processus de refusion de l'acier.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 505—507

CD : 621.791.35

Murgulescu, Rodica, Macarie, U. et *Miron, C.* : **La composition chimique et minéralogique des brassures formées dans le processus de fusion en suspension**

L'article présente certains aspects chimiques et minéralogiques concernant les brassures qui apparaissent dans le processus de fusion en suspension des concentrés cuivreux.

Les métaux utiles se présentent sous l'aspect des composants suivants : Cu, Cu_2O, Fe_2O_4, Fe_2O_3. A partir de la composition chimique et de la composition minéralogique, les spécialistes peuvent tirer certaines conclusions sur la possibilité de la récupération des métaux utiles de ces produits secondaires.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 508—510

CD : 539.374 :669.715

Badea, S. et *Manea, O.* : **Etudes sur les paramètres thermomécaniques à la déformation de l'alliages TiAl Sn**

L'article présente la variation de certains paramètres de déformation plastique en fonction des conditions thermiques du processus.

On mentionne également les corrélations entre les paramètres du processus, de même que l'application de celles-ci dans la conception et le contrôle des technologies.

Metalurgia 39 (1987), nr. 7, p. 511—515

CD : 621. 42.42 : 678.7

Cernat, C., Săbău, T. et *Cosneanu, C.* : **Recherches sur les possibilités de reutiliser complètement le sable régénéré à la préparation des moules en résines furaniques**

L'application et l'extension des processus de moulage-noyautage ont déterminé l'augmentation de la consommation de sable régénéré (jusqu'à 4—8 t/t de pièces coulées), ce qui a déterminé l'application de la méthode de régénération du sable des sables de moulage. La qualité des sables régénérés dépende de la méthode de régénération utilisée (ou méthodes de régénération combinée) spécifique à chaque type de liant.

Metalurgia 39 (1987), nr 10, p. 516—520

СОДЕРЖАНИЕ

ДК: 66.02.620
Гыдеа, Сузана: **Новые металлические материалы для самых современных технологий в области энергетики**

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 471—478

ДК: 156.621.785: 669.14
Александру, И., Коман, Г., Петруш, И., Бачю, К. и *Сузан, И.:* **Интенсификация закалочных превращений сталей в сверхзвуковом поле**

Влияние используемых ультразвуков при закалке подшипниковых сталей представляет благоприятные аспекты, определяя повышение твердости, отделку структуры, уменьшение количества остаточного аустенита и разделение карбидов легирующих элементов по сравнению с классической закалкой.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 479—481

ДК: 620.878.1 :02
Теодореску, М.: **Вклады при изучении влияния структурного состояния обработанного материала на износ инструментов**

В работе анализируется влияние структурного состояния стали OLC 45 на износ режущих инструментов и определяются основные необходимые соотношения для оптимизации технологического процесса.

Величина износа активной зоны представляет важный критерий обрабатываемости, с особыми последствиями на расход материалов для инструментов.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 482—485

ДК: 539.377: 669-41
Дрэгеску, Дойна, Брындеу, Л.: **Метод определения тенденции к растрескиванию сварных соединений из листа толщиной более 20 мм**

В работе рассматривается метод определения тенденции к растрескиванию сварных соединений под флюсом и при многопроходных сварках. Метод опробован на стальных листах OL 37-2K, толщиной 20, 40 и 50 мм.

После опробований было определено оптимальное значение для температуры между слоями, необходимой предотвращению образования сварных соединений для упомянутой стали.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 486—487

ДК: 669.184.244.86
Поп, В., Плоп, Д., Панцел, В. и *Мисти, В.:* **Управление процессом конвертирования медных штейнов для снижения расхода сырья, материалов и энергии**

В работе предлогается способ управления технологией конвертирования медных штейнов удалением шлака по алгоритму минимального содержания меди для реализации максимальной производительности извлечения и снижения расхода сырья, материалов и энергии.

Приведены основные уравнения процесса для его трактовки методами математического анализа.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 488—493

ДК: 669.15—194.35
Джеру, Н. и Кошмекляцэ, Джеорджета: **Исследование структуры улучшаемых сталей с низким содержанием Cr, Ni и Mo, микролегированных бором или бором и титаном**

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 494—497

ДК: 621.745.44
Берчеану, Е., Бутнарю, И., Мустацэ, К. и *Ивэнеску, А.*
Метод повышения доли скрапа в завалке конвертер

Работа анализирует возможности повышения доли скрапа в завалке конвертеров кислородом, представляя стадии исследований на мировом плане, а также и ряд полученных авторами результатов при проведенном изучении на конвертере М. К. Галац.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 498—504

ДК: 669.054.11
Драгомир, И. Русу, Е., Берло, Е., Урсу, В., Сучю, И. Иорга, Г., Михаела, Теакэ и *Моника, Дрэга*
Электропроводность шлаков, используемые при электрошлаковом переплаве

Несмотря на то, что оксидные шлаки имеют меньш коэффициент проводимости чем шлаки на основе Ca могут быть использованы при электрошлаковом переплаве, так как определяет лучший электрическ КПД переплава стали, а электропроводимость меньш зависит от частоты тока, имея благополучный эффе на процесс переплава стали.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 505—507

ДК: 621.791.35
Мурегулеску, Родика, Макарие, В. и *Мирон, К.*
Химический и минералогический соетав образовавшь спайев в процессе плавки в взвешанном состоян

Представлены некоторые химические и минералогические аспекты появляющихся спайев в процессе плав в взвешанном состоянии медных концентратов.

Основные составляющие полезных металлов: C Cu_2O, Fe_2O_4 Fe_2O_3. Из химического состава и с помощью минералогического состава можно вывес некоторые заключения относительно возможности извл чения полезных металлов из этих побочных продукто

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 508—510

ДК: 539.374: 669.715
Бадеа, С. и *Манеа, О.:* **Исследование термомеханических параметров при деформации сплава TiAl13Si**

Статья представляет варьяцию параметров пласт ческой деформации в зависимости от термических усл вий процесса. Даются также соотношения между пар метрами процесса и каким способом эти соотношени могут быть полезными в проектировании и преслед вании технологии.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 511—515

ДК: 621.742.42: 678.7
Чернат, К., Сэбэу, Т. и *Коснеану, К.:* **Исследовани относительно возможности полного переиспользовани регенерированного песка при изготовлении форм на основе фурановой смолы**

Применение и расширение процессов формовки-о разование стержней определили повышение расход нового песка при величинах 4—8т/т отливок. Э привело к тенденции переиспользования песка из фо мовочных смесей. Качество этих регенерированных пе ков обеспечена правильным выбором метода реген рации (или комбинированные методы регенерации специфическая каждому типу связывающего из и пользуемой смеси.

Metalurgia 39 (1987), nr. 10, p. 516—520

Sesiunea științifică a Academiei R.S.R. cu tema: „*Noi materiale metalice pentru industriile de vîrf din România*”, București, 30 octombrie, 1986

PROGRAMUL SESIUNII

Referate

of. dr. doc. ing. **zana Gâdea**, mbru corespondent al ademiei R. S. România — *Noi materiale metalice pentru tehnologii de vîrf din domeniul energeticii*

Comunicări

Drăgan, **Constantinescu,** **Orban,** I.P.Cluj-Napoca — *Unele aspecte ale sinter-matrițării pulberilor de fier*

Petrescu, **ria Petrescu,** '. — București **cia Ganovici,** **rela Brițchi,** ICECHIM — *Cercetări pentru îmbunătățirea condițiilor de funcționare a furnalului I.S.P.*

Drăgan, Mihaela Isac, '. — București — *Cercetări privind termodinamica precipitării elementelor de aliere și microaliere în oțelurile cu rezistență ridicată, slab aliate și microaliate cu B și V*

ina Drăguleseu, **Brîndeu,** '. — Timișoara — *Metoda de determinare a tendinței spre fisurare a îmbinărilor sudate din table cu grosimi mai mari de 20 mm*

Oprea, Al. Ivăneseu niversitatea din Galați — *Cercetări privind eficiența utilizării Al și Si în procesele de dezoxidare*

Rizescu, P. Ianc, **Dobrescu, S. Pufan,** **. Trotuș, M. Petre,** **Ghiban, Al. Florea,** EM — București **. Preotu, M. Budur,** **Munteanu, N. Tranfir, Fl. Strugari, S. Ene,** **Cojocaru, Corina Sandu** S.— Galați — *Realizarea tablelor groase în stare laminată controlat utilizate în condiții de temperaturi coborîte și presiuni ridicate*

I. Alexandru, Gh. Ailincăi, **I. Petreuș, V. Bulancea,** **C. Baciu** I.P. — Iași — *Intensificarea transformărilor de fază la călirea oțelurilor de înaltă rezistență, prin cîmp ultrasonor*

Dragoș D. Cioclov, **R. Pascu, Fl. Sala** I.S.I.M. — Timișoara — *Fragilitatea oțelurilor Cr—Mo prin menținerea îndelungată la temperaturi ridicate, în mediu de hidrogen*

M. Teodorescu Universitatea din Galați — *Contribuții la studiul influenței stării structurale a materialului prelucrat asupra uzării sculelor*

I. Tripșa I.P.București **C. Pumnea** A.S.E. — București — *Cercetări privind elaborarea în cuptoarele cu inducție a unor mărci de superaliaje pe bază de cobalt cu rezistențe înalte la coroziune și la uzură*

M. Ieneiu, M. Buzatu I.P. — București — *Probleme privind recuperarea deșeurilor din aliaje de titan*

N. Geru, Georgeta Coșmeleață I.P. — București — *Cercetări asupra substructurii unor oțeluri de îmbunătățire, cu conținut redus în Cr, Ni, Mo, microaliate cu B sau cu B + Ni*

I. Opreseu, Fl. Gheorghiu, **Mariana Georgeseu** I.P. — București — *Cercetări privind creșterea eficienței procesului de coacere a electrozilor carbonici*

D. Constantin, Em. Florian, **Gh. Albiță, A. Brînzan,** **Elisabeta Pora,** **D. Gheorghiu, C. Velișcu** I.P. — București — *Materiale metalice destinate execuției corpurilor de măcinare, utilizate în industriile cimentului și mineritului*

S. Sontea, D. Mutu, **Daniela Tărâță** Universitatea din Craiova — *Materiale carbonice densificate cu metale*

V. Pop, V. Panțel, D. Pop, **V. Miszti** Institutul de învățămînt superior, Baia — Mare — *Conducerea optimă a procesului de convertizare a metalelor cuproase în vederea reducerii consumului de materii prime și energie*

METALURGIA 10
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Prof. dr. doc. ing. Suzana Gâdea
Membru corespondent al Academiei R.S.R.

Noi materiale metalice pentru tehnologii de vîrf din domeniul energeticii*

CZ : 66 : 02 : 620.9

Este recunoscut faptul că astăzi mai mult ca oricînd disponibilitatea de energie a unei ţări condiţionează progresul şi dezvoltarea sa tehnologică. Metalurgia, ca ramură industrială care se bazează pe procedee energointensive, intervine cu o pondere considerabilă în consumul de energie la nivel naţional. Totodată însă, materialele metalice pe care industria metalurgică le creează sînt o condiţie a dezvoltării producţiei de energie, într-o măsură cu atît mai hotărîtoare cu cît se apelează tot mai mult la surse neconvenţionale de energie. Examinarea unora din tehnologiile noi din domeniul energeticii (cum sînt producerea hidrogenului din apă, bateriile de mare putere pentru stocarea energiei, conversia magnetohidrodinamică a energiei termice în energie electrică, gazificarea şi lichefierea cărbunelui) urmează să arate măsura în care aplicarea industrială a acestor tehnologii de vîrf este condiţionată de disponibilitatea de materiale adecvate.

În condiţiile reducerii accelerate a resurselor de combustibili fosili, hidrogenul apare ca un cobustibil bazat pe o rezervă practic inepuizabilă, şi anume apa.

Într-adevăr, deşi astăzi o mare parte din cantitatea de hidrogen utilizat în industrie este produs din gaze naturale, viitorul hidrogen, ca sursă energetică, este legat de producerea sa din apă într-un mod avantajos. Sursele de energie primară utilizabile pentru descompunerea apei sînt de origine nucleară sau solară şi într-o oarecare măsură cărbunele, hidrogenul fiind produs prin procese de termoliză, de electroliză sau prin diverse reacţii chimice sau termochimice. Termoliza apei pretinde temperaturi mai mari decît cele pe care sursele actuale de încălzire le pot produce (peste 2 500°C) şi, totodată, pune probleme încă nerezolvabile privind materialele pentru construcţia echipamentelor necesare. Electroliza apei este un proces bine pus la punct, dar se realizează cu o mare pierdere de energie primară întrucît conversia energiei termice în energie electrică pentru electroliză nu depăşeşte 40%. Rămîn doar ultimele două alternative de producere a hidrogenului din apă care pot prezenta interes pentru energetică. Una din acestea este reacţia chimică la temperatură ridicată între cărbune şi apă. Ea reprezintă o cale interesantă pentru ţările cu mari rezerve de cărbune, cu condiţia ca extracţia acestuia să crească în mod corespunzător şi să se găsească mijloacele de debarasare a hidrogenului de poluanţii proveniţi din cărbuni.

O alternativă promiţătoare este cea de descompunere a apei prin cicluri termochimice care constau dintr-o serie de reacţii chimice produse la temperaturi ridicate şi la temperaturi joase, în aşa fel încît produşii unei reacţii devin reactanţii din reacţia următoare. Produşii finali sînt hidrogenul şi oxigenul, ceilalţi reactanţi chimici sînt reciclaţi, iar apa şi căldura se consumă în ciclul termochimic. Ciclurile termochimice sînt procese relativ noi iar peste o sută de astfel de cicluri sînt studiate pentru producerea hidrogenului din apă. Aproximativ o jumătate din acestea fac să intervină produşi ai sulfului sau seleniului, un sfert se bazează pe clor şi cloruri, iar restul — pe hidroxizii metalelor alcaline-pămîntoase. Toate aceste grupe de produşi au o intensă acţiune corosivă asupra metalelor, accentuată de temperaturile şi presiunile ridicate ale procesului şi chiar de efectul sinergetic produs de acţiunea hidrogenului.

Dată fiind varietatea compuşilor care intervin în ciclurile termochimice, condiţiile de coroziune impuse materialelor pentru construcţia echipamentelor industriale necesare pentru producerea pe scară largă a hidrogenului pe această cale, reprezintă o problemă majoră. Într-adevăr, datorită temperaturilor mari implicate, este greu de extrapolat în acest nou dome-

* Material prezentat la Sesiunea Secţiei Tehnice a Academiei R.S.R., care a avut loc la 30 octombrie 1986.

niu experiența asupra materialelor din construcția instalațiilor din industria chimică. Un exemplu convingător îl reprezintă acidul sulfuric a cărui producere și manipulare în industria chimică se face la temperaturi de 450°C, în timp ce descompunerea acestui compus pentru obținerea de hidrogen în ciclurile termochimice pretinde temperaturi între 450 și 900°C. O evaluare realistă a materialelor de construcție necesare pretinde studii termodinamice aprofundate, pentru a cunoaște exact toți compușii care intervin într-un anumit ciclu termochimic și efectuarea unor teste de coroziune de lungă durată (peste 5 000 h) pentru o mare varietate de materiale, în condiții care simulează diversele etape ale ciclului termochimic. Astfel de studii se realizează pe grupe de produși (halogenuri, compuși ai sulfului, alcalii) și pe grupe de materiale (oțeluri inoxidabile, superaliaje, zircalloy, metale pure ca Fe, Ni, Cr, Ti, V, Nb, Mo, Ta, Ir, W, materiale ceramice — sticlă, silimanită, diverse varietăți de alumină și chiar teflon). La aceasta trebuie adăugată necesitatea unor teste de rezistență mecanică a acestor materiale la temperaturile impuse de ciclul termochimic și a unor studii de compatibilitate cu hidrogenul a materialelor de construcție luate în considerare. Se înțelege astfel că producerea pe scară largă a hidrogenului pentru energetica viitorului trasează metalurgiei și științei materialelor o sarcină deosebită.

În privința compatibilității cu hidrogenul, sînt luate în considerare trei efecte bine cunoscute în metalurgia fizicii: fragilizarea internă reversibilă prin hidrogen, fragilizarea ambientală cu hidrogen și atacul cu hidrogen. Într-adevăr, reacțiile care produc hidrogen la temperaturi înalte (atît în ciclurile termochimice cît și la reacția cu cărbunele), precum și reducerea catodică a hidrogenului duc în materialele metalice la o dizolvare de hidrogen care are ca efect fie fragilizarea internă reversibilă (apariția de fisuri sub solicitări mecanice în oțeluri ductile, mai ales cînd temperatura materialului metalic scade sub temperatura nominală de serviciu), fie fragilizarea ambientală care se manifestă la deformarea plastică a oțelurilor și a aliajelor de nichel, în special în zonele cu concentratori de tensiuni. Prezența vaporilor de apă sau a oxigenului în hidrogenul produs la scară industrială prin electroliză sau reacții chimice anulează în cea mai mare parte tendințele de fragilizare prin hidrogen. O excepție o constituie ciclurile termochimice bazate pe sulfuri, la care prezența hidrogenului sulfurat (H_2S) agravează fragilizarea prin hidrogen.

Atacul chimic cu hidrogen duce fie la formarea de hidruri în metalele de tranziție din grupele 4—5 (minimalizînd șansele de utilizare în echipamentul de producere a hidrogenului a unor metale cu excelentă rezistență la coroziune, cum sînt Ti și Ta), fie la fenomene de decarburare superficială sau de formare internă de metan cu efect fragilizant în oțeluri. Adaosul de elemente de aliere carburigene în oțeluri, cum sînt Mo și Cr, suprimă aceste efecte ale atacului cu hidrogen.

O ultimă problemă legată de compatibilitatea cu hidrogenul a materialelor metalice de construcție o constituie permeabilitatea la hidrogen, care are valori relativ mari în raport cu alte gaze. Aceasta poate crea dificultăți la vasele de reacție cărora li s-a aplicat un strat de acoperire pentru mărirea rezistenței la coroziune, în situația cînd viteza de difuzie a hidrogenului prin strat este mai mare decît prin peretele vasului. La scoaterea de sub presiune a vasului de reacție, pungile de hidrogen formate la interfața dintre strat și perete pot degrada stratul de acoperire sau îi pot afecta continuitatea termică și structurală cu peretele pe care îl protejează.

În privința modalităților de transport și stocare a hidrogenului, materialele metalice oferă o posibilitate unică, aceea de înmagazinare în stare solidă a hidrogenului sub formă de hidruri ale metalelor de tranziție. Hidrura mixtă de fier și titan ($Fe—Ti—H_x$) este unul din materialele cele mai promițătoare. Astfel, pentru anul 1986, Nippon-Steel Corp. a anunțat realizarea de dispozitive de stocare a hidrogenului pe bază de aliaje Fe—Ti, cu o comportare care aproape nu se modifică după 10 000 de cicluri de absorbție și eliberare a hidrogenului. Dar problema oferă încă un cîmp larg de cercetare privind termodinamica hidrurilor și cinetica proceselor de transfer al hidrogenului în cursul ciclului de absorbție—desorbție. De asemenea, efectele combinate ale dilatării rețelei cristaline a compusului provocată de prezența în interstiții a hidrogenului, și cele produse de tensiunile termice necesită în continuare studii pentru estimarea timpului posibil de funcționare a hidrurilor ca medii de stocare a hidrogenului.

Criogenia oferă o altă posibilitate de transport și stocare a hidrogenului prin conducte sub forma unui lichid necompresibil. Evident că temperaturile scăzute restrîng mult gama materialelor metalice ductile pentru recipienți și conducte, dar prezintă și avantajul reducerii riscurilor de fragilizare prin hidrogen. Un aspect comun al modalităților de stocare a hidrogenului sub formă solidă (în hidruri) și sub formă lichidă (la temperaturi criogenice) îl constituie faptul că ambele modalități produc separarea hidrogenului de impurități.

Transportul hidrogenului gazos prin conductele utilizate în prezent pentru gazele naturale este și el condiționat de problema materialelor metalice. Puterea calorică pe unitatea de volum, mai scăzută pentru hidrogen decît pentru hidrocarburile din gazele naturale (1 : 3 la presiunea atmosferică), precum și compresibilitatea mare

a hidrogenului gazos impun creşteri substanţiale ale capacităţii compresoarelor, iar fragilizarea prin hidrogen pretinde utilizarea unor materiale metalice pentru conducte şi compresoare superioare oţelurilor folosite pentru transportul gazelor naturale.

Un alt domeniu de viitor cu implicaţii în utilizarea chibzuită a rezervelor energetice il constituie *noile baterii electrice cu mare capacitate de acumulare a energiei*. Cercetările vizează două obiective capitale, ambele cu repercursiuni majore în consumul de combustibili fosili şi, în special, de hidrocarburi, şi anume, automobilele propulsate electric şi stocarea energiei în sistemele naţionale sau regionale de distribuţie a energiei electrice.

În privinţa stocării energiei în reţelele de distribuţie a energiei este bine cunoscut faptul că solicitările de putere pe reţea cunosc variaţii considerabile zilnice, săptămînale sau chiar sezoniere. Pentru a satisface cererile variabile, reţeaua de distribuţie trebuie să aibă o capacitate egală sau mai mare ca cererea maximă, ceea ce înseamnă o utilizare incompletă în afara perioadelor de vîrf. Rolul bateriilor de mare capacitate pentru stocarea energiei electrice într-un asemenea sistem este de nivelare a sarcinii pe reţea, întrucît în perioadele de cerere scăzută, bateriile acumulează energia electrică ieftină, generată de centralele eficiente ale nivelului de bază şi o furnizează pe reţea în perioadele de vîrf. În acest mod, bateriile de acumulatori de mare capacitate sînt destinate să înlocuiască turbinele cu gaze care furnizează o energie electrică scumpă în perioadele de vîrf.

În privinţa automobilelor electrice, bateriile de acumulatori de mare capacitate urmăresc să reducă dependenţa mijloacelor de transport de alimentare cu produse petroliere şi să diminueze poluarea aerului în marile aglomerări urbane. Se înţelege că, pe această cale, problema poluării nu este de fapt suprimată ci este transferată centralelor electrice de la care se alimentează bateriilor de acumulatori — centrale cu cărbune sau centrale nucleare — unde poluarea, fiind localizată, poate fi mai uşor ţinută sub control. În plus, încărcarea bateriilor automobilelor electrice poate fi făcută în timpul nopţii, deci în afara perioadelor de vîrf, contribuind la uniformizarea solicitărilor pe reţeaua de distribuţie a energiei electrice.

Caracteristicile cerute bateriilor de putere aflate în studiu pentru cele două aplicaţii anunţate sînt energia specifică mare (în kJ/Kg), puterea specifică mare (W/kg), durata lungă de viaţă şi un preţ acceptabil. Primele două caracteristici (energia şi puterea specifică) sînt mai importante pentru aplicaţii la automobilele electrice iar ultimele două caracteristici sînt mai importante pentru bateriile de mare capacitate din reţeaua de distribuţie a energiei electrice. Asemenea caracteristici nu sînt asigurate de actualele baterii acide cu plumb, fiind astăzi în studiu alte sisteme cu performanţe superioare. În afara cercetărilor asupra bateriilor cu electrolit apos, care funcţionează la temperatură ambiantă, scopuri mai ambiţioase îşi propun cercetările asupra bateriilor de temperatură înaltă. Datorită caracteristicilor deosebit de interesante ale bateriilor de temperatură înaltă, se va analiza problema noilor materiale cerute de dezvoltarea acestui tip de acumulatori electrici cu capacităţi mari per celulă (< 20 Ah/celulă). Cele mai promiţătoare şi mai avansate ca dezvoltare sînt celulele sodiu/sulf şi celulele Li—Al/sulfură de fier.

În primul tip de celulă, electrodul de Na lichid este separat de electrodul de S lichid printr-un perete ceramic care funcţionează ca electrolit permeabil numai pentru ionii de sodiu. Electrolitul ceramic constituit din alumină β (Al_2O_3 dopată cu MgO) sau din alumină β″ (Al_2O_3 dopată cu $Li_2O + Na_2O$) are o comportare în lucru foarte sensibilă la conţinutul de dopant şi la condiţiile tehnologice de fabricare prin metalurgia pulberilor care, în cazuri defavorabile, pot duce la scurtarea duratei de viaţă a celulei prin autodescărcare, ca urmare a contactului direct al electrozilor lichizi prin fisurile din peretele de alumină. O cerinţă specială la acest tip de celulă este cea de materiale rezistente la coroziune pentru confecţionarea rezervorului şi a colectorilor de curent din electrodul de sulf lichid. În aceste condiţii sînt rezistente următoarele materiale : grafitul, oţelul acoperit cu Cr_2O_3, titanatul de stronţiu ($SrTiO_3$) sau de cupru ($CuTiO_3$), oxidul de zirconiu (ZrO_2) sau de titan (TiO_2 dopat cu Ta).

Cealaltă celulă de înaltă performanţă conţine un electrolit topit de halogenuri de Li şi K, cu electrodul negativ din Li—Al solid iar cu electrodul pozitiv de sulfură de fier. O cerinţă specială la acest tip de celule o constituie cea pentru materiale ceramice rezistente la coroziunea litiului, din care să se confecţioneze separatoare între electrozi, permeabile pentru ionii din electrolit, care să permită o apropiere strînsă între electrozi, necesară pentru compactitatea bateriei de celule. Condiţiile sînt îndeplinite de o pîslă de fibre de nitrură de bor (BN) sau de un compozit de fibre de nitrură de bor şi fibre de oxid de ytriu (Y_2O_3) cu liant de fibre de azbest.

În privinţa materialelor metalice din construcţia celulei (incintă, colector de curent) cerinţele sînt mai puţin severe în zona anodică a electrolitului în care se află electrodul de aliaj Li—Al. Oţelul carbon moale, nichelul, oţelurile inoxidabile se comportă satisfăcător la temperaturi sub 500°C. În schimb, în zona electrodului pozitiv, prezenţa sulfurilor metalice şi a halogenu-

rilor topite din electrolit corodează grav toate materialele metalice uzuale, cu excepția molibdenului care rezistă bine la orice temperatură, și a superaliajului de tip Hastelloy B, care are o comportare acceptabilă pînă la 400°C. Studii aprofundate justifică însă o atitudine mai optimistă, în sensul că agresivitatea mediului corosiv se manifestă numai atunci cînd bateria este încărcată complet, și scade considerabil pe durata funcționării bateriei pînă la descărcare. Apare astfel posibilă utilizarea altor materiale metalice pentru colectorii de curent de la electrodul de FeS_2, mai puțin scumpe și mai ușor de prelucrat decît molibdenul.

Trecînd la problema conversiei directe a energiei termice în electricitate, fără a se mai trece prin stadiul intermediar de energie mecanică, în momentul actual ea își află o cale promițătoare, aplicabilă la scară industrială, în *generatorii de putere magnetohidrodinamici*. Alimentarea acestora poate fi făcută cu diverse surse de energie termică, dar proiectele pentru viitorul apropiat, întocmite în ipoteza alimentării cu combustibili fosili, indică un cost minim al electricității produse în centrale termoenergetice cu cărbune, de tip combinat cu generatori magnetohidrodinamici și turbine cu abur. Într-o asemenea centrală, unitatea primară echipată cu generatori magnetohidrodinamici este capabilă să convertească direct în putere electrică (sub formă de curent continuu) peste 15% din entalpia disponibilă prin arderea cărbunelui. Restul de energie termică a gazelor calde este convertit în energie electrică în proporție de 35—40% în unitatea secundară a centralei, echipată cu turbine cu abur, așa încît randamentul global al conversiei energiei termice în electricitate este de peste 50%. Cu unele îmbunătățiri posibile în ciclul magnetohidrodinamic se pot obține randamente globale de conversie care ating 60%.

Reușita la scară industrială a generatorilor de putere magnetohidrodinamici este condiționată, ca și în cazul altor concepte tehnice principial noi, de problema crucială a materialelor. Aceasta cu atît mai mult cu cît solicitările impuse materialelor din construcția acestor generatori sînt de o natură cu totul particulară așa încît experiența privind materialele din tehnologiile clasice de conversie a energiei nu poate fi de folos. Întrucît generatorul magnetohidrodinamic este în esență o turbină electromagnetică, fără piese în rotație interpuse între instalația de ardere a combustibilului și colectorul pentru puterea electrică produsă, apare evident că cerințele capitale pentru materialele din construcția generatorului vizează rezistențe maxime în condiții de temperatură înaltă la solicitări electrochimice și nu la eforturi mecanice ca în turbinele clasice. Transpunerea problemelor materialelor pentru temperaturi înalte din regim mecanic în regim electrochimic este o temă dificilă pentru știința materialelor, cu atît mai mult cu cît fluxurile de căldură sînt considerabil mai mari decît în sistemele convenționale de conversie a energiei, iar temperaturile urcă pînă la 2 600°C.

Procesul prin care energia termică se convertește în curent electric continuu în generatorul magnetohidrodinamic constă în expandarea într-un cîmp magnetic a unui fluid conducător electric încălzit la temperatură înaltă. În acest mod, diferența esențială dintre generatorul magnetohidrodinamic și un generator electric clasic antrenat de o turbină convențională este înlocuirea rotorului prin deplasarea cu viteză mare a unui fluid ionizat (de fapt un flux de plasmă fierbinte). Interacțiunea dintre fluxul de plasmă aflat la temperatură ridicată și un cîmp magnetic transversal, de mare intensitate induce un cîmp electromagnetic, deci creează forța electromotoare generatoare de curent. Valoarea cîmpului electromagnetic generat este aproximativ proporțională cu produsul dintre viteza fluxului de plasmă și intensitatea cîmpului magnetic. Electrozii sînt amplasați în pereții paraleli cu cîmpul magnetic, în timp ce pereții aflați în unghi drept față de direcția cîmpului magnetic sînt neconductori. Funcția critică a electrozilor este de a colecta sarcinile electrice din plasmă, conductivitatea lor electrică fiind esențială pentru evitarea pierderilor prin efectul Joule.

Un efect fizic important, care influențează natura și construcția electrozilor, este efectul Hall care provoacă o deviere a direcției de curgere a curentului la un unghi de cca 60° în raport cu cîmpul electric local. Pentru a minimaliza voltajele diferențiale interelectrozi, care rezultă din această deviere produsă de efectul Hall, electrozii trebuie să fie segmentați și izolați electric. Substanța izolatoare dintre segmentele de electrozi trebuie să suporte diferența de potențial de 70—80 V. Compoziția chimică a cărbunelui utilizat drept combustibil, condițiile de ardere a acestuia, acțiunea însămînțării cu potasiu a plasmei (pentru mărirea conductivității electrice) au o influență puternică asupra naturii și concentrației ionilor care își exercită acțiunea agresivă electrochimică asupra materialului electrozilor și a substanței izolatoare dintre electrozi. În condiții termice obișnuite, asemenea influențe ambientale asupra materialelor ar putea fi ușor dirijate, dar în condițiile de temperatură extrem de înaltă din incinta generatorului și de acțiune electrodinamică asupra pereților acestuia problema devine foarte complexă.

Regimul termic influențează atît randamentul conversiei în generatorul magnetohidrodinamic, cît și comportarea electrozilor, în sensul că temperaturile mai înalte reduc pierderile elec-

trice prin efectul Joule, dar agravează degradarea chimică și structurală a electrozilor.

Zgura provenită din topirea cenușii care trece odată cu gazele din camera de ardere a cărbunelui în canalul generatorului magnetohidrodinamic formează un strat de acoperire pe pereții interni ai canalului, îndeplinind două funcții contradictorii : *a* — în direcția perpendiculară pe fluxul de plasmă unde stratul zgurificat trebuie să fie conductor, contribuind la transportul curentului electric de la plasmă la electrozi; *b* — în direcția paralelă cu fluxul de plasmă, unde stratul zgurificat trebuie să fie izolator pentru a evita scurtcircuitarea electrozilor individuali implantați în pereții conductori. Îndeplinirea acestui dublu rol al stratului de zgură de pe pereții conductori ai canalului generatorului magnetohidrodinamic este dependentă de compoziția chimică și de condițiile de ardere a cărbunelui, de construcția și de natura electrozilor și a materialului izolator dintre electrozi. Aceste caracteristici determină gradientul termic din grosimea de cca 1 mm a stratului de zgură : gradientul este mai abrupt în zona electrozilor decît în zona izolatorului, ceea ce modifică proprietățile de conductivitate electrică ale stratului de zgură.

Numeroase materiale au fost testate pentru construcția electrozilor și a izolatorului interelectrozi, cu studierea aprofundată a mecanismelor de degradare a acestora (degradarea chimică, electrochimică erozivă și termică). Electrozii ceramici din ZrO_2 cu adaosuri de CeO_2 sau Y_2O_3 care funcționează la temperaturi ridicate ($\sim$ 1 800°C) au o comportare mai puțin corespunzătoare decît electrozii de cupru răciți (care funcționează la 500°C). În privința materialului izolatorului, acestuia i se cere o conductivitate termică ridicată pentru disiparea rapidă a căldurii generate în vîrfurile termice produse în electrozi prin arcuri electrice sau prin concentrări locale de curent. De asemenea, i se cere o rezistență la acțiunea corosivă a ionilor de potasiu proveniți din K_2CO_3 injectat pentru mărirea conductivității electrice a plasmei. Diverse materiale ceramice izolatoare au fost testate, în special Al_2O_3 și MgO, fără a se dovedi pe deplin satisfăcătoare. Experiențele în curs sugerează că va fi nevoie să se apeleze la materiale mai pretențioase și mai scumpe (nitrura de bor (BN) sau oxidul de beriliu (BeO)).

Problema obținerii unui *combustibil curat din cărbune*, fie sub forma unor compuși gazoși, fie sub forma unor hidrocarburi lichide se pune astăzi în sensul că hidrocarburile provenite din cărbune trebuie să contribuie la un mai bun bilanț energetic al utilizării combustibilor fosili. Pînă de curînd, S.U.A. își obținea energia în proporție de 75% din petrol și din gaze naturale și numai 21% din cărbune, deși cărbunele reprezintă aproape 80% din resursele de combustibili fosili ale acestei țări. Preferința acordată petrolului și gazelor naturale ca sursă de energie în industrie și în energetică, în defavoarea cărbunelui, se datorește faptului că acesta din urmă este un combustibil mai puțin curat, conținînd cenușă și numeroși poluanți, între care sulful.

Transformarea cărbunelui într-un *combustibil curat* — gazos sau lichid — este luată astăzi în considerare, urmărindu-se trei obiective majore : *a* — utilizarea drept combustibil în centralele termoenergetice, în locul gazelor naturale, a petrolului sau a cărbunelui brut, a unui gaz ieftin provenit din gazificarea cărbunelui, gaz care, deși cu putere calorică relativ modestă (4—25 MJ/m^3), s-ar comporta favorabil din punctul de vedere al randamentului conversiei energiei sale chimice în electricitate ; *b* — obținerea din cărbune a unui gaz similar gazelor naturale, care să suplimenteze debitul de gaze naturale în conductele de distribuție ; *c* — obținerea din cărbune a unei game de hidrocarburi sintetice, începînd de la petrol brut pînă la benzină.

Din punct de vedere economic, procesul de conversie a cărbunelui în combustibili curați, fie prin gazificare, fie prin lichefiere, este grevat de prețul investițiilor. Acest preț poate fi redus prin dezvoltarea unor uzine mari sau printr-o judicioasă alegere a materialelor de construcție a utilajelor. Prețul materialelor metalice de construcție a unor astfel de uzine este elementul de care depinde succesul aplicării la scară largă, industrială, a procedeelor de conversie a cărbunelui în combustibili curați.

O scurtă trecere în revistă a condițiilor chimice de mediu în procesele de gazificare și lichefiere a cărbunelui poate arăta ce se cere materialelor metalice de construcție pentru aceste echipamente, luînd ca termen de comparație pretențiile asupra materialelor de construcție din instalațiile de rafinare a petrolului. Una din cele mai grele probleme o creează sulful prezent în proporții apreciabile în majoritatea cărbunilor, proporții cu mult mai ridicate decît în petrolul brut. Hidrogenul sulfurat, format în cursul proceselor de conversie devine corosiv pentru oțelurile-carbon la temperaturi peste 300°C. În absența hidrogenului, rezistența la H_2S și SO_2 poate fi mărită progresiv prin aliere cu crom, așa încît oțelurile Cr—Mo și oțelurile inoxidabile Cr—Ni dau deplină satisfacție în construcția echipamentelor din rafinăriile petroliere.

Prezența concomitentă a hidrogenului alături de H_2S, așa cum apare în unele situații la rafinare a petrolului, dar cum e totdeauna cazul la conversia cărbunelui, cere un conținut minim de Cr 12% în oțel pentru ca acesta să reziste pînă la temperaturi de 550°C, așa cum dovedește experiența din industria petrolului. Ar fi

de așteptat ca, exceptînd piroliza și gazificarea care reclamă temperaturi mai înalte, celelalte procedee de conversie a cărbunelui să poată beneficia de experiența în domeniul materialelor din industria prelucrării petrolului. Trebuie însă să se țină seamă că procesele de conversie a cărbunelui diferă de cele ale rafinării petrolului și că unele substanțe din cărbune pot avea efecte sinergetice de mărire a acțiunii corosive a compușilor sulfului. De asemenea, combinația de coroziune — eroziune produsă în prezența particulelor solide de cărbune poate mări vitezele de coroziune mult peste limitele recunoscute în alte utilizări ale oțelurilor.

În regimurile mai severe de temperatură ale proceselor de conversie a cărbunelui prin gazificare, experiența din industria prelucrării petrolului nu este aplicabilă și cercetările au arătat că trebuie să se facă apel la oțeluri austenitice Cr—Ni foarte înalt aliate sau chiar la aliaje Cr 50%—Ni 50%. O contribuție substanțială la rezolvarea problemei ar putea fi adusă de straturile de metalizare prin difuzie, care oferă multiple posibilități.

Acțiunea hidrogenului asupra oțelurilor din construcția echipamentului de conversie a cărbunelui trebuie însă luată în considerare și separat de potențarea acțiunii corosive a produșilor sulfului. La temperaturi peste 230°C și presiuni mai mari de 1,3 MPa, hidrogenul decarburează oțeluri carbon cu formare de bule de metan a căror presiune internă poate provoca distrugeri în material. Eliminarea fenomenului prin adaosuri de elemente formatoare de carburi (pînă la 6% Cr și 1% Mo), s-a dovedit salutară în oțelurile pentru construcția echipamentului din industria prelucrării petrolului iar experiența cîștigată poate fi preluată pentru echipamentul de conversie a cărbunelui. Un alt efect defavorabil al hidrogenului, acela de fragilizare, mai accentuat în oțelurile inoxidabile feritice la temperatura ambiantă și la temperaturi scăzute, s-a dovedit a nu fi o problemă în echipamentul din industria petrochimică, în cea de sinteză a amoniacului și în hidrocracare. Cercetările vor arăta dacă fenomenul poate constitui o problemă pentru oțelurile destinate construcției echipamentului de conversie a cărbunelui.

În procesele de conversie a cărbunelui, acizii anorganici și organici, canurile, clorurile și cenușa manifestă o acțiune corosivă deosebită. Unii dintre acizii organici complecși din cărbune nu sînt prezenți în procesele de rafinare a petrolului, așa încît transferul de experiență trebuie făcut cu precauție. Soluțiile apoase de acizi politionici rezultați din H_2S și soluțiile de cloruri au efect defavorabil bine cunoscut în industria prelucrării petrolului, provocînd coroziune fisurantă a oțelurilor inoxidabile austenitice în perioadele de oprire din funcțiunea utilajelor. Măsurile de protejare a utilajelor prin circulația unor soluții protectoare pe durata opririlor, aplicate cu strictețe în industria prelucrării petrolului, vor fi preluate și în industria conversiei cărbunelui pentru prevenirea corosiunii sub tensiune.

Efectele temperaturilor ridicate asupra proprietăților mecanice ale oțelurilor sînt bine cunoscute din alte domenii, dar modul specific în care sînt afectate proprietăți ca : rezistența la fluaj, rezistența la oboseală sau tenacitate a oțelurilor în atmosferele specifice gazificării cărbunelui, necesită încă numeroase studii.

Desigur că nu toate componentele echipamentului de conversie a cărbunelui sînt solicitate chimic și mecanic cu aceeași severitate. Se menționează în continuare doar cîteva dintre componentele cele mai sever solicitate, pentru care găsirea unor materiale de construcție adecvate ridică probleme care nu sînt deloc simple.

Astfel, sistemele de alimentare cu cărbune a reactorilor reprezintă o problemă deosebită dacă se ține seamă că o uzină rentabilă de gazificare trebuie să încarce aproximativ 1 000 t cărbune/zi, în vase de reacție aflate la o temperatură de aproximativ 925°C și la o presiune de aproximativ 7 MPa. Șarjarea cărbunelui solid presupune dispozitive care supun oțelul de construcție la enorme diferențe de presiune și temperatură. O alternativă interesantă este pomparea unei suspensii de cărbune în reactor, mai ales că în acest domeniu există experiență acumulată de la transportul cărbunelui sub formă de șlam prin conducte. Pompele centrifugale de înaltă sau de joasă presiune prezintă însă probleme grele datorită uzurii prin eroziune a pieselor aflate în contact cu suspensia de cărbune. Numeroase materiale de construcție, ca oțeluri carbon, oțeluri inoxidabile, fonte dure aliate cu nichel (Ni — hard), au fost testate cu și fără straturi de acoperire din materiale plastice, elastomeri, materiale ceramice, straturi de metalizare cu Cr, Ni, B, Si.

Vasele de reacție pun nu numai probleme de materiale care să reziste solicitărilor mecanice, termice și chimice dar și probleme de tehnologie de fabricație, datorită dimensiunilor uriașe. Astfel, reactorii de gazificare ating dimensiuni de 4 m diametru și 30 m lungime, cu greutăți pînă la 500 t.

Valvele supuse unor căderi de presiune pînă la 7 MPa reprezintă o altă componentă a instalațiilor de gazificare și lichefiere a cărbunelui pentru care nu există o experiență din alte domenii. Ele sînt supuse acțiunii mecanice a unor fluide în care sînt prezente faze gazoase, lichide și suspensii solide, precum și unor diferențe mari de temperatură. Soluțiile găsite pentru alte aplicații corespund cîte unuia din factorii de solicitare menționați, dar nu acțiunii simultane a tuturor. Simpla folosire a unor materiale mai dure și mai durabile nu rezolvă pro-

blema, fiind necesare și schimbări esențiale în concepția de proiectare. Promițătoare în această aplicație apar materialele monofazice din compuși (oxizi, carburi, boruri, nitruri) cu condiția să li se asigure prin sinterizare sau presare la cald o granulație fină, o densitate și o puritate ridicată.

Turbinele cu gaz, cu o temperatură de intrare a gazelor de 650°C (la turbinele recuperatoare) și de 1 040°C (la turbinele generatoare), ridică probleme deosebite din punctul de vedere al materialelor de construcție, datorită prezenței unor impurități cu acțiune corosivă în gazele rezultate din conversia cărbunelui (alcali, sulf, cenușă). Pentru a răspunde acestor condiții, pe lîngă perfecționarea proiectării și a materialelor de construcție — problemă comună turbinelor din orice domeniu de aplicație — în cazul turbinelor cu gaze rezultate din conversia cărbunelui se impun și măsuri colaterale de elimnare a impurităților din gazul de intrare, introducere de aditivi inhibitori de coroziune sau modificare a condițiilor de funcționare, pentru a permite injecția unor materiale care îndepărtează depozitele nedorite.

În continuare, va fi analizată pe scurt problema superaliajelor, ca materiale necesare în construcția echipamentelor energetice, atît a celor care utilizează surse clasice de energie cît și a celor bazate pe surse și tehnologii neconvenționale. Astfel, componentele cele mai sever solicitate ale turbinelor cu gaze, și anume paletele de rotor, sînt confecționate din superaliajele pe bază de Ni sau Co. În turbinele din aeronautică principalele solicitări sînt de natură termică și mecanică în timp ce în turbinele energetice solicitarea chimico-corosivă este considerabil mai accentuată și datorită faptului că se folosește un combustibil mult mai impur. Temperatura de intrare a gazelor în turbine energetice, atît în cele cu combustibili clasici cît mai ales în cele bazate pe surse neconvețională de energie, este în continuă creștere (de la ~ 800°C la ~ 1 200°C în perioada 1945—1985). Aceasta înseamnă că profilul solicitării paletelor în turbinele energetice se apropie de cel din aeronautică. Deoarece durata de funcționare a paletelor în turbinele energetice este de ~ 100 000 h iar paletele turbinelor aeronautice se înlocuiesc sau se repară la 2 000 h, materialele din construcția turbinelor energetice trebuie să facă față la cerințe tot mai pretențioase, pe măsură ce sursele lor de alimentare se diversifică și temperaturile de serviciu cresc.

În acest mod se poate afirma că mărirea puterii și a randamentului turbinelor cu gaze a fost și este condiționată de dezvoltarea materialelor și de inovarea proiectării și a tehnologiilor de fabricație a paletelor. Creșterea temperaturii la care sînt expuse paletele de turbină a fost posibilă prin dezvoltarea de noi familii de superaliaje (nu mai puțin de 40 mărci), cît și prin progresul tehnologiilor de fabricație. Creșterea complexității compoziției superaliajelor deformabile a avut drept consecință amplificarea efectelor tratamentului termic de durificare prin precipitare și de îmbunătățire a proprietăților mecanice la temperatură înaltă, ca rezultat al măririi fracției de precipitate γ' care, în unele aliaje recente a ajuns la ~ 65%. Creșterea complexității compoziției a ridicat însă probleme privind instabilitatea fazică a superaliajelor, micșorarea și rezistența la coroziune, reducerea ductilității (5—10% în aliajele de turnare comparativ cu 15—25% la Nimonio), reducerea intervalului de temperaturi de forjabilitate (prin ridicarea temperaturii solidus). Aceste dezavantaje au început să fie eliminate prin crearea unor compoziții mai simple pentru noile aliaje de turnare, special adaptate tehnicilor moderne de solidificare dirijată. Prin eliminarea unidirecțională a căldurii și menținerea unui gradient termic pozitiv în lichidul din fața frontului de solidificare, se obțin astăzi în paletele turnate din superaliaje fie structuri policristaline columnare cu dendrite aliniate, fie o structură monocristalină. Procedeul se bazează pe o caracteristică utilă a rețelei cubice cu fețe centrate (GTC), a superaliajelor care constă în faptul că direcția <100> de creștere rapidă a dendritelor este în același timp direcția cristalografică, care asigură rezistența mecanică maximă. Întrucît modul curent de distrugere în condiții de fluaj este ruperea intercristalină, este evident că structurile produse prin solidificare unidirecțională, cu limitele de grăunte aliniate cu axa efortului major din lucru, vor avea o comportare net avantajoasă. Astfel, paletele de rotor cu alinerea dendritelor prezintă, în raport cu paletele cu structuri echiaxe turnate în mod obișnuit, creșteri ale rezistenței la oboseală termică de circa 8 ori și creșteri ale duratei pînă la ruperea prin fluaj de circa două ori.

Ca modalitate de realizare practică, tehnologia cea mai des aplicată, care oferă cel mai bun control asupra parametrilor solidificării unidirecționale (gradientul termic G în topitură și viteza R de deplasare a frontului de solidificare), este procedeul cu deplasarea formei de turnare. Un program computerizat comandă automat retragerea cu o anumită viteză a formei de turnare din încălzitorul inelar de grafit, așa încît grăunții germinați la interfața cu placa de răcire de la baza formei cresc în direcția gradientului termic.

Producerea paletelor monocristaline folosește un dispozitiv de reducere a secțiunii în zona de germinare, într-o manieră similară celei din tehnicile Bridgeman sau Chockralski aplicate în tehnologia semiconductorilor. Atît tehnica restrictorului, cît și tehnica cu pasaj elicoidal

(derivate din metoda Bridgeman) fac uz de competiția dintre dendritele columnare la trecerea printr-un pasaj îngust, cu supraviețuirea dendritei orientate în direcția <001>.

Superaliajele destinate obținerii de structuri monocristaline nu numai că permit temperaturi mai mari de tratament termic și proporții sporite de precipitare γ', cu consecințe favorabile asupra rezistenței la fluaj, dar permit și exercitarea unui control asupra morfologiei și distribuției precipitatelor. Recent au fost stabilite scheme de tratament termic care produc precipitate γ' cuboidale, efectul acestei modificări de morfologie fiind o creștere suplimentară a rezistenței la fluaj.

Mai trebuie menționat că performanțele superaliajelor actuale sînt asigurate nu numai de compoziția chimică adecvată, ci și de puritatea lor fizică, întrucît incluziunile și sulfurile au o influență nefastă în special în structurile solidificate unidirecțional. Pentru asigurarea purității fizice a superaliajelor se aplică tehnologii de elaborare : topirea în fascicul de electroni, retopirea în arc sub vid, retopirea în arc cu dublu electrod sub vid, rafinarea electrică sub zgură. În progres este și adoptarea filtrării jetului de topitură întrucît au devenit disponibile filtrele de înaltă permeabilitate în spumă refractară.

În privința rezistenței la coroziune a superaliajelor utilizate pentru componentele puternic solicitate ale turbinelor, se impune aplicarea unor acoperiri de protecție realizate prin metalizare cu difuzie. Problema coroziunii noilor superaliaje este legată de tendința de a promova rezistențe mecanice la temperaturi ridicate care a dus la micșorarea conținutului de Cr (pînă la 8 %) și la creșterea conținutului de elemente formatoare de precipitate γ' (Ti și mai ales Al, pînă la 6 %). Acestea, împreună cu alte adaosuri introduse pentru durificarea prin dizolvare în matricea γ (cum sînt Mo și W), au înrăutățit considerabil rezistența la coroziune gazoasă, în special în atmosfere care conțin compuși ai sulfului. Deoarece sulful e totdeauna prezent în gazele din turbinele energetice, problema se agravează odată cu utilizarea în proporție din ce în ce mai mare a combustibililor inferiori. Acoperirile cu difuzie aplicate astăzi superaliajelor, în special celor pentru palete, sînt rezultatele unor eforturi de cercetare care au dus la stabilirea unor metalizări complexe de tipul M—Cr—Al—Y (unde M = Fe, Co, Ni). În aceste acoperiri, adaosul de ytriu (aplicat prin evaporare în fascicul de electroni sau prin pulverizare în plasmă de joasă presiune) are un rol specific condițiilor de funcționare ale turbinelor, în sensul că ytriul mărește aderența filmului protector de Al_2O_3 în cursul variațiilor ciclice de temperatură la care sînt supuse componentele turbinei. Mai puțin explicat este rolul benefic al platinei încorporate în straturile aluminizate prin difuzie. Aceste adaosuri mai puțin comune și-au dovedit eficacitatea în numeroase aplicații atît în turbinele pentru propulsia navelor maritime, cît și în turbinele energetice. Acoperiri cu difuzie mai puțin sofisticate de tipul Ni—Cr—Si cîștigă în prezent teren pentru protecția la coroziune gazoasă (atît în atmosfere oxidante, cît și în atmosfere sulfuroase) pentru paletele turbinelor energetice.

Ponderea superaliajelor este în actuala generație de turbine cu gaze de aproape 40 %, iar temperatura de intrare a gazelor se apropie d 1 400°C, ceea e depășește temperatura de topire a multor aliaje. Se așteaptă ca această temperatură să crească pînă la 1 650°C în următorii zece ani. Pentru componentele acestor turbine de temperatură ultra-ridicată este de așteptat ca superaliajele să fie înlocuite cel puțin parțial prin materiale ceramice ca Si_3N_4 și SiC, pentru care s-au găsit deja soluții ale procedeelor de fabricație. Totuși, pentru următorii 20 de ani se prevede că înlocuirea va fi pe scară redusă, superaliajele păstrîndu-și locul preponderent în construcția turbinelor cu gaze.

Dr. ing. I. Alexandru,
conf. dr. ing. Gh. Coman,
conf. dr. I. Petreuș, ing. C. Baciu
și ing. M. Susan
Institutul politehnic — Iași

Intensificarea transformărilor la călirea oțelurilor în cîmp ultrasonor

CZ : 156.621.785.6 : 669.14

Găsirea unor noi tehnologii neconvenționale de prelucrare termică a oțelurilor rămîne o cale eficientă de creștere a caracteristicilor fizico-mecanice și de exploatare a acestora, simultan cu reducerea consumului de materiale, materii prime și energie.

Aplicarea unui cîmp ultrasonor cu energii mai mari de 0,1 W/cm² la călirea oțelurilor, determină intensificarea transformării austenitei în martensită, precum și o finisare accentuată a structurii cu efecte pozitive directe asupra proprietăților.

Cauza modificărilor structurale trebuie căutată în faptul că ultrasunetele constituie un catalizator al transformărilor structurale influențînd direct viteza de germinare și creștere a cristalelor, precum și în faptul că ultrasunetele modifică capacitatea de răcire a mediilor, reducînd la maximum perioada de calefacție prin eliminarea peliculei de vapori la suprafața pieselor.

În lucrare se propune determinarea influenței undelor ultrasonore suprapuse peste călirea unui oțel aliat cu crom din categoria celor de rulmenți, oțel puternic solicitat mecanic în exploatare.

Metoda de cercetare. Rezultatele experimentale

Oțelul supus cercetărilor este RUL 1 (0,98% C; 0,35% Mn; 0,3% Si; 1,6% Cr; 0,018% S; 0,025% P), din care s-au efectuat epruvete de rezilienă, epruvete pentru studiu dilatometric diferențial și epruvete metalografice pe care s-a măsurat duritatea și s-au efectuat cercetări difractografice fazice.

Epruvetele au fost supuse la trei variante de tratamente termice: A — (clasic) — călire de la 800°C în ulei și revenire la 210°C/1 h; B — călire în ulei ultrasonat cu $P = 50$ W, $f = 22$ kHz și revenire la 210°C/1 h; C — călire în ulei ultrasonat cu $P = 100$ W, $f = 22$ kHz și revenire la 210°C/1 h, (fig. 1).

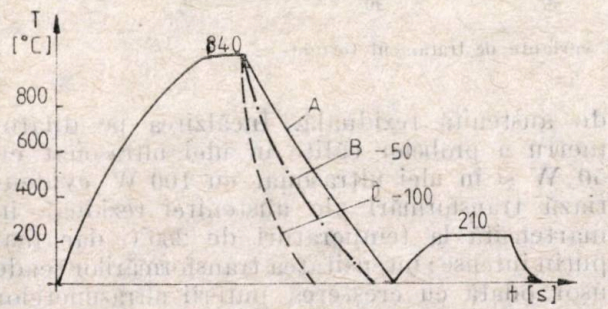


Fig. 1. Variantele de tratamente termice aplicate oțelului RUL 1

Instalația de ultrasunete posedă un transductor cu magnetostricțiune în contact cu baia de răcire.

Rezultatele măsurării proprietăților mecanice — duritatea și rezilienta — sînt date în tabelul 1 și în figura 2*a*, *b*.

Tabelul 1

Varianta de tratament termic	Duritatea *HRC*		KCU, daJ/cm², revenire
	călire	revenire	
A	61,3	58,9	1,01
B—50	63,1	62,7	1,60
C—100	63,7	63,5	1,69

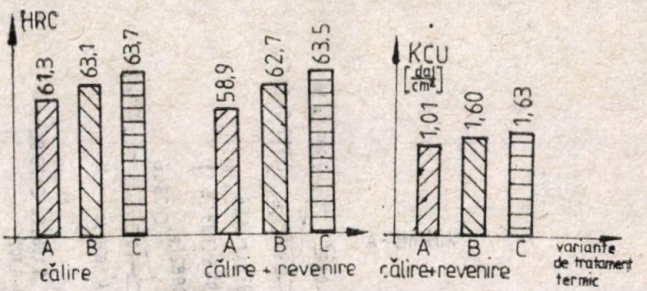


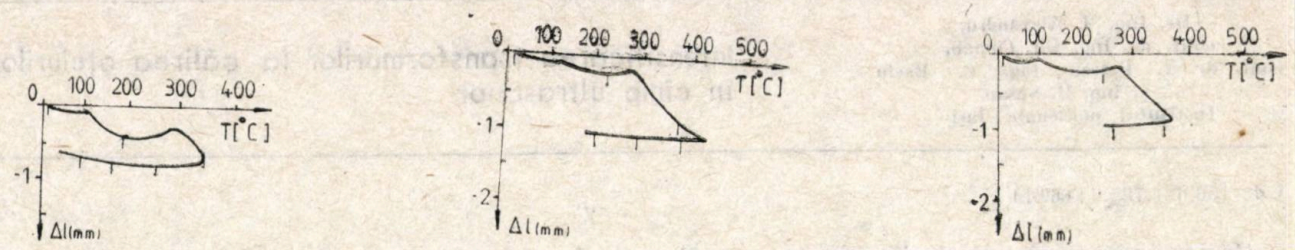
Fig. 2. Valorile durității (*a*) și rezilientei (*b*) ale oțelului RUL 1 după tratamentele termice aplicate

Se constată că prin ultrasonarea mediului de răcire duritatea crește atît după călire, cu 103—104%, cît și după revenire, cu 107—109%. De reținut este faptul că revenirea după călirea în ulei ultrasonat nu determină scăderi însemnate ale durității, ca în cazul călirii în ulei. Creșterile substanțiale de duritate după revenire, de la 58,9 *HRC* la 63,5 *HRC* arată, la prima vedere, eficacitatea ultrasonării comparativ cu tratamentul clasic.

Aceste creșteri de duritate trebuie puse pe seama aportului cantitativ de martensită, finisarea structurii și creșterea densității de dislocații.

Se constată că fragilitatea oțelurilor, prin aplicarea cîmpului ultrasonor, nu crește ci scade ușor, rezilienta înregistrînd creșteri ușoare de la 1,01 daJ/cm² la 1,69 daJ/cm², adică cu 158—167%.

Cercetările dilatometrice efectuate pe un dilatometru diferențial orizontal tip Chevenard au ca scop să determine, prin încălzirea la



a *b* *c*

Fig. 3. Curba dilatometrică după călire : *a* — în ulei ; *b* — în ulei ultrasonat cu 50W ; *c* — în ulei ultrasonat cu 100 W

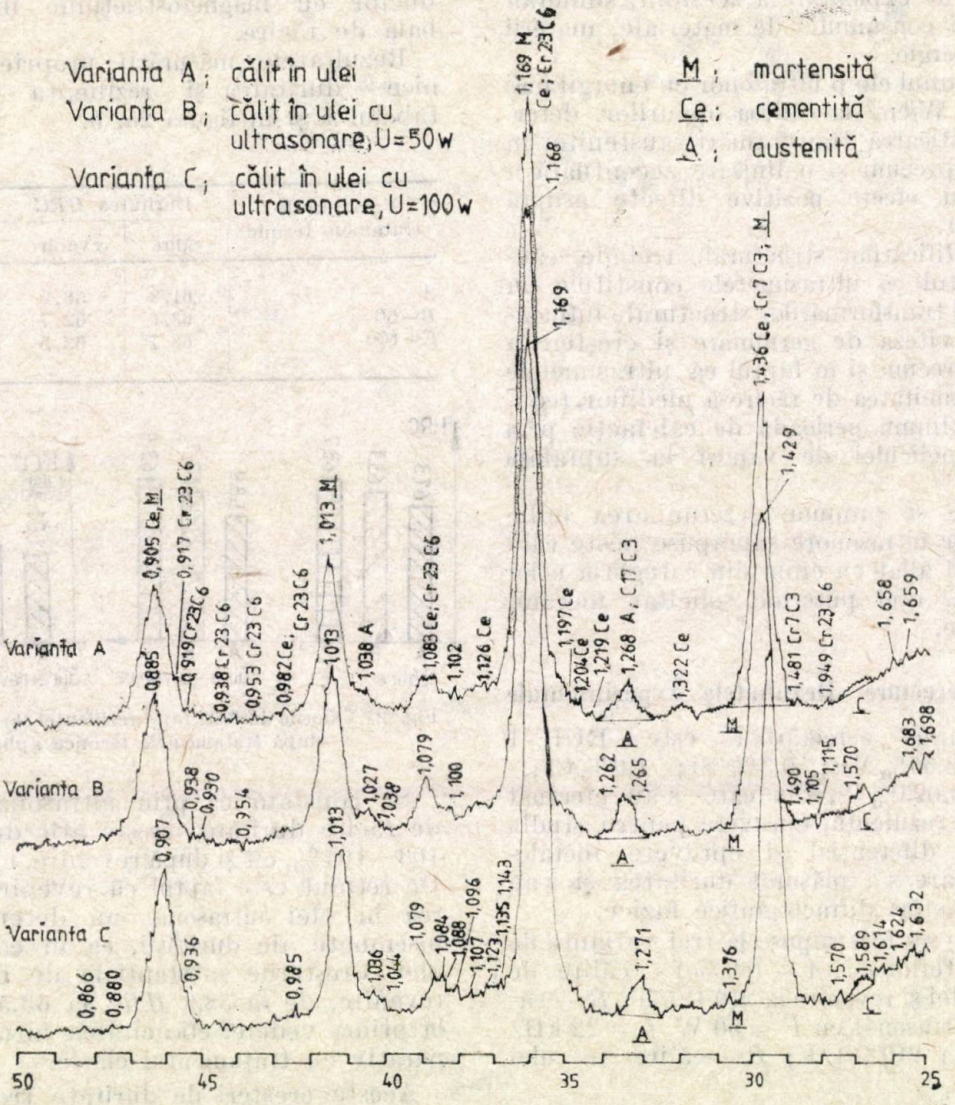


Fig. 4. Diafragmele pentru cele trei variante de tratament termic

350—400°C cu viteza de 4,2°C/s a probelor călite, conform celor trei variante, eventualele transformări produse la revenire (încălzirea pentru revenire).

Încălzirea pînă la 350°C a probelor călite în ulei simplu indică o transformare accentuată a austenitei reziduale în martensită la temperaturi de 280°C, (fig. 3, *a*), dovadă că prin călirea clasică în oţel rămîne o cantitate apreciabilă de austenită reziduală. Încălzirea pe dilatometru a probelor călite în ulei ultrasonat cu 50 W şi în ulei ultrasonat cu 100 W evidenţiază transformări ale austenitei reziduale în martensită la temperaturi de 250°C dar mai puţin intense ; intensitatea transformărilor scade uşor odată cu creşterea puterii ultrasunetelor de la 50 W la 100 W (fig. 3, *b* şi fig. 3, *c*). Dilatările remanente ale probelor ultrasonate

sînt mult mai mari comparativ cu proba călită clasic în ulei, fapt care denotă o stare tensională superioară în probele călite în cîmp ultrasonor.

Cercetările difractografice efectuate pe epruvetele tratate după cele trei variante *A*, *B*, *C* la un difractometru DRON 3 cu anticatod de molibden (radiația K_α; 36 kV; 14 mA, în intervalul 2 $\theta = 22 - 60°$) au evidențiat că maximele de difracție de pe familia de plane (022) cu distanța interplanară $d_{022} = 2{,}02$ Å aparținînd cementitei, suprapuse peste maximele de difracție ale familiei de plane (511) cu distanța $d_{511} = 2{,}04$ Å ale carburii $Cr_{23}C_6$ și cele ale familiei (421) cu distanța $d_{421} = 2{,}0$ Å ale carburii Cr_7C_3, domină difractogramele (fig. 4).

De asemenea, pe difractograme apar maximele de difracție ale austenitei reziduale și ale martensitei.

Cele trei difractograme sînt dominate de maximul de difracție de însumare $d_{233} = 169$ Å—cementită + $d_{753} = 1{,}169$ Å—$Cr_{23}C_6$. În aceleași condiții de lucru se constată o creștere a intensității acestui maxim de difracție de la proba călită simplu în ulei la probele călite în ulei ultrasonat cu puteri de 50 W și 100 W.

Tratamentul ultrasonic pare să favorizeze separarea carburilor de crom ($Cr_{23}C_6$) în stare solidă. Al doilea maxim de difracție, ca intensitate, este cel de însumare $d_{024} = 1{,}436$ Å-cementită + $d_{800} = 1{,}436$ Å—Cr_7C_3. Și în acest caz se manifestă aceeași tendință de creștere a intensității acestui maxim de la proba călită simplu în ulei, la probele călite în ulei ultrasonat. Maximele de difracție $d_{220} = 1{,}013$ Å ale feritei $\alpha(F\alpha)$ și $d_{145} = 0{,}905$ Å al cementitei (Ce) rămîn total nemodificate în cele trei probe. Aceasta susține posibilitatea ca cele două tendințe de creștere a intensității picurilor suprapuse d_{233}-cementită + d_{753}—$Cr_{23}C_6$ și d_{024}-cementită + d_{800}—Cr_7C_3 să fie cauzată de separarea accentuată a carburilor elementelor de aliere prin ultrasonarea mediului de răcire, cu efect pozitiv asupra creșterii durității.

Austenita este prezentă în toate probele analizate prin reflexiile $d_{200} = 1{,}786$ Å, $d_{220} = 1{,}268$ Å, $d_{311} = 1{,}083$ Å, $d_{222} = 1{,}038$ Å. În suprafețele probelor expuse radiațiilor X apar variații mici cantitative în urma călirii prin cele trei variante. Același lucru se poate afirma și despre ferita de la $d_{321} = 0{,}766$ Å și $d_{222} = 0{,}826$ Å.

Determinînd cantitățile de faze: austenită (A), martensită (M) și carburi (C), planimetrînd suprafețele de sub picurile respective (S_A), (S_M) și (S_C), cu relațiile:

$$\% A = \frac{S_A}{S_A + S_M + S_C} 100;$$

$$\% M = \frac{S_A}{S_A + S_M + S_C} 100;$$

$$\text{și } \% C = \frac{S_C}{S_A + S_C + S_M} 100$$

se găsesc valorile din tabelul 2.

Tabelul 2

Varianta de tratament	Suprafețele picurilor, mm²			Suma, mm²	Cantitățile de fază, %		
	S_A	S_M	S_C		A	M	C
A	95	889	13	997	10,5	88,16	1,30
B-50 W	83,3	890	13,3	986,6	8,44	90,2	1,34
C-100 W	83,3	916,6	15	1014,9	8,20	90,3	1,47

Se constată că prin ultrasonare cantitățile de austenită reziduală scad de la 10,5% pentru călirea în ulei simplu la 8,44% respectiv 8,20% pentru călirile în ulei ultrasonat cu 50 W și 100 W; cantitățile de martensită cresc ușor de la 88,16 la 90,3%, iar cantitățile totale de carburi cresc, de asemenea, prin ultrasonare de la 1,30 la 1,34 și la 1,47%.

Concluzii

Ultrasonarea mediului de răcire la călirea oțelului RUL 1 determină creșteri substanțiale de duritate.

Cîmpul ultrasonor aplicat mediului de călire determină scăderea cantității de austenită reziduală și creșteri ușoare ale cantităților de martensită și de carburi.

Ultrasonarea mediului de călire favorizează separarea carburilor elementelor de aliere $Cr_{23}C_6$ și Cr_7C_3.

Tratamentul termic neconvențional în cîmp ultrasonor rămîne o modalitate de îmbunătățire de ridicare a proprietăților fizico-mecanice ale oțelului de rulmenți, dar o face într-o mai mică măsură comparativ cu tratamentul criogenic.

Pîrghii prin care tratamentul în cîmp ultrasonor determină creșteri ale proprietăților mecanice sînt: finisarea structurii, micșorarea ușoară a cantității de austenită și favorizarea separării carburilor fine de crom.

BIBLIOGRAFIE

[1] Ceauşescu, Nicu, Popescu, I. *Tehnologii neconvenționale*. Ed. Scrisul Românesc, Craiova, 1982.

[2] Drăgan, O. *Ultrasunete de mari energii*. Ed. Academiei R.S.R., București, 1983.

[3] Alexandru, I., ș.a. *Influența ultrasunetelor asupra structurii și caracteristicilor mecanice obținute la tratamentul de călire a oțelului 38MoCrAl 09*. În: Buletinul Fiabilitatea în construcția de mașini, Iași, 1980.

[4] Alexandru, I., ș.a. *Ameliorarea structurii și caracteristicilor mecanice prin ultrasonarea mediului de călire a oțelului RUL 1*. Sesiunea de comunicări științifice Tehnomus—Suceava, 1986.

Contribuţii la studiul influenţei stării structurale a materialului prelucrat asupra uzării sculelor

Conf. dr. ing. M. Teodorescu
Universitatea din Galaţi

CZ : 620.178.1 : 02

Mărimea uzurii zonei active reprezintă un criteriu de bază de prelucrabilitate care are implicaţii deosebite asupra consumului de materiale pentru scule şi asupra productivităţii prelucrării.

Analizînd cîmpul forţelor care apar în procesul de prelucrare, rezultă modul de solicitare a zonei active (fig. 1) de unde se constată că între aşchie şi faţa de degajare, precum şi între suprafaţa prelucrată şi faţa de aşezare a sculei apar forţe normale şi de frecare, care produc tensiuni normale şi tensiuni tangenţiale. Ca urmare, se produc efecte de natură mecanică

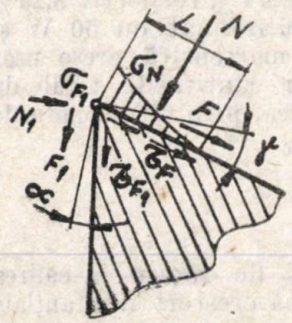


Fig. 1. Solicitarea zonei active a sculei

(mare presiune de contact, forfecarea vîrfurilor asperităţilor şi zgîrierea suprafeţelor), termică şi chimică. Acestea determină uzarea sculei şi influenţează calitatea piesei prelucrate.

Lucrul mecanic cheltuit în procesul de aşchiere se transformă aproape integral în căldură [1, 2] deoarece în zona de aşchiere există mai multe *surse de căldură* [1], care corespund diferiţilor termeni ai lucrului mecanic total:

$$L = L_e + L_a + L_{f\alpha} + L_{f\gamma} + L_a + L_{ais} \quad (1)$$

în care :

- L_e şi L_a sînt — lucrul mecanic pentru deformarea elastică şi plastică a materialului prelucrat ;
- $L_{f\alpha}$ şi $L_{f\gamma}$ — lucrul mecanic datorat frecărilor pe faţa de aşezare, respectiv de degajare ;
- L_a şi L_{ais} — lucrul mecanic pentru deformarea suplimentară a aşchiilor şi pentru formarea suprafeţelor de aşchiere.

Modul de solicitare a zonei active, precum şi procesul uzării sculei aşchietoare se complică foarte mult datorită prezenţei razei de ascuţire a sculei şi a apariţiei, în anumite condiţii, a tăişului de depunere.

În funcţie de natura lor, fenomenele care intervin în procesele de uzare se pot încadra în trei clase fundamentale [6] : termofizice, mecanice şi chimice.

Avînd în vedere ponderea fiecăreia dintre cele trei clase, sau a anumitor aspecte specifice, se consideră că la aşchierea metalelor se produc următoarele tipuri de uzări care se încadrează în tipurile cunoscute : uzare prin abraziune ; prin adeziune ; prin deformare plastică a tăişului ; prin difuziune ; prin transport electric de atomi ; prin oxidare şi prin fărîmiţare (spargere).

Cercetările întreprinse [8, 9] au arătat că uzarea sculelor din carburi metalice atît pe faţa de degajare, cît şi pe cea de aşezare este determinată, în anumite condiţii, de fenomenele de difuziune şi de transformările structurale care au loc în straturile de contact.

Se propune următoarea relaţie de calcul a durabilităţii, după criteriul uzării pe faţa de aşezare :

$$T = \frac{\sqrt{\pi} \cdot \mathrm{tg}\alpha \cdot \nu B^{3/2} \cdot \gamma_1}{3(1 - \mathrm{tg}\,\alpha\,\mathrm{tg}\,\gamma)\,\gamma \dfrac{m_a}{2_m} v^{1/2} C_0 D_0^{1/2} K^{1/2}} [\mathrm{s}] \quad (2)$$

în care :

γ_1 este greutatea specifică a materialului tăişului ; γ_2 — greutatea specifică a materialului piesei ; m_a — greutatea atomică a elementului care difuzează ; D_0 — coeficientul de difuziune ; νB — lăţimea urmei de uzură pe faţa de aşezare ; m — greutatea atomică a mediului de dizolvare ; v — viteza de aşchiere ; C_0 — concentraţia atomică a elementului care difuzează ; K — coeficientul de întîrziere a materialului de-a lungul suprafeţei de aşezare.

Se propune şi relaţia simplificată, pentru cazul strunjirii oţelului cu scule din carburi metalice :

$$T = \frac{2{,}33\,10^{-3}}{C_c D_T^{1/2} v^{1/2}} [\mathrm{s}] \quad (3)$$

în care :

D_T este coeficientul de difuziune a W în fier.

O serie de cercetări au arătat că, în cazul în care predomină uzura prin difuziune, durabilitatea nu depinde de proprietăţile mecanice ale materialului prelucrat.

Rezultă deci că pe lîngă parametrii de bază care condiţionează procesul de difuziune (temperatura şi conţinutul de elemente chimice active la aşchiere), uzarea prin difuziune va fi influenţată şi de structura materialului prelucrat [17].

Condiții de experimentare

Pentru experimentări s-au folosit probe din oțeluri carbon de tip OLC-45, aduse prin tratamente termice în zece stări structurale, prin care s-a urmărit obținerea unor structuri de tip feritoperlitic cu diferite mărimi ale grăunților cristalini, precum și structuri de călire și revenire, cu diferite grade de dispersie ale amestecului ferito-carburic.

Schemele de tratament termic și duritatea corespunzătoare sînt cele prezentate în [18].

Încercările s-au făcut prin strunjire longitudinală, folosind cuțite de strung normale, armate cu plăcuțe din carburi metalice tip P. 10, pentru care s-a măsurat uzura radială sau dimensională, care are influență directă asupra preciziei de prelucrare și asupra calității suprafeței rezultate.

Regiunile de așchiere au fost cuprinse între limitele:

$$v = 70-200 \text{ m/min}; \quad s \leqslant 0{,}3 \text{ mm/rot}; \quad t = 0{,}4 \text{ mm}.$$

Rezultatele experimentale și interpretarea lor

Pe baza cercetărilor întreprinse în condițiile menționate, s-au trasat diagramele uzură-timp și uzură-viteză. Pentru a analiza modul de variație a durabilității sculei în funcție de viteză, aspect deosebit de important atît teoretic cît și practic, s-au trasat apoi diagramele durabilitate-viteză în coordonate dublu logaritmice, care sînt prezentate în figurile 2, *a* și *b*. Din analiza lor, rezultă că la structurile de revenire obținute prin reveniri la 300, 400 și 500°C, durabilitatea, la aceeași viteză de așchiere, crește odată cu creșterea temperaturii de revenire. La cele călite și revenite la 600°C, deci îmbunătățite, se obțin durabilități inferioare celor obținute pentru structurile de călire și revenire la 400 și 500°C

La prelucrarea oțelului cu structuri de tip perlitic se obțin durabilități mai mici pentru materialul recopt complet și recopt izoterm și mai ridicate pentru cel normalizat, în stare de livrare și cu recoacere joasă, la 600°C.

Delimitarea durabilității s-a făcut în funcție de viteză: pînă la viteze de aproximativ 95—100 m/min, durabilitatea crește odată cu creșterea vitezei de așchiere, iar peste cele de 110 — 115 min, durablitatea se reduce odată cu creșterea vitezei. Se consideră că acest fapt se datorește în primul rînd ponderii pe care o prezintă diferitele forme de uzură.

În figura 3 se indică participarea fiecărui tip de uzură la uzura totală a sculei așchietoare [10]. După [11] dependența uzură—viteză de așchiere are aceeași formă atît pentru uzura pe fața de așezare cît și pentru cea corespunzătoare feței de degajare (fig. 4).

Se cunoaște că în domeniul vitezelor mici de așchiere maximul uzurii corespunde tocmai

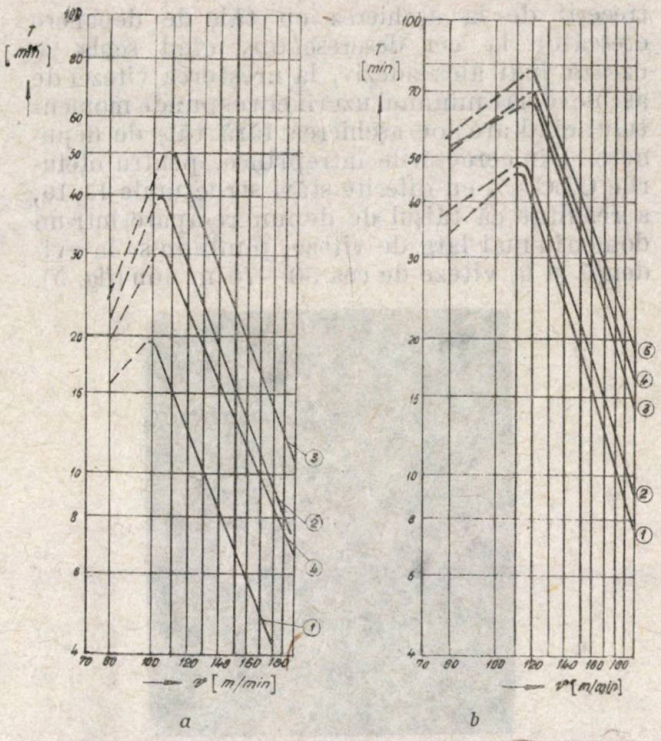


Fig. 2. Dependența durabilitate — viteză pentru OLC 45 cu diferite tratamente termice de călire și revenire : *a* — 300°C, 400°C, 500°C și 600°C. Sculă P10 ; $\gamma = 0°$; $\varkappa_1 = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 8°$; $\lambda = 0°$; $r_\varepsilon = 0{,}5$ mm. Regimul de așchiere : $s = 0{,}2$ mm/rot ; $t = 0{,}4$ mm ; *b* — recoacerea completă, recoacerea izotermă, starea de livrare, recoacerea de la 600°C, normalizarea. Scula : P10 ; $\gamma = 10°$; $\varkappa = 70°$; $\varkappa_1 = 10°$; $\alpha = \alpha_1 = 8°$; $\lambda = 0°$; $r_\varepsilon = 0{,}5$ mm. Regimul de așchiere : $s = 0{,}2$ mm/rot ; $t = 0{,}4$ mm

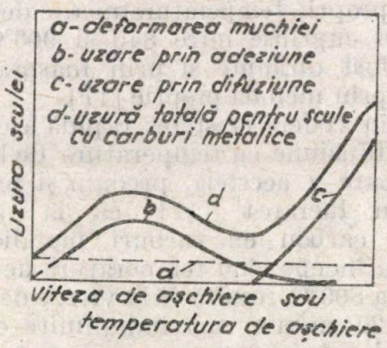


Fig. 3. Participarea principalelor tipuri de uzuri la uzura totală a sculei

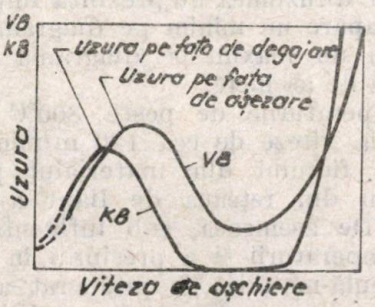


Fig. 4. Variația uzurii pefața de degajare și de așezare cu viteza de așchiere

trecerii de la aşchierea cu tăiş de depunere crescător la cel descrescător, cînd scula se uzează mai ales adeziv, la creşterea vitezei de aşchiere, iar minimul uzurii corespunde momentului cînd are loc aşchierea fără tăiş de depunere. Din cercetările întreprinse, pentru oţelurile OLC 45, cu diferite stări structurale 15, 16, a rezultat că tăişul de depunere apare într-un domeniu mai larg de viteze, punîndu-se în evidenţă şi la viteze de cca 50—70 m/min (fig. 5).

Fig. 5. Aspectul rădăcinii de aşchiere la prelucrarea oţelului OLC 45 în stare de livrare cu duritatea 198 *HB*. Mărirea 115x. Regimul de aşchiere: $s = 0{,}8$ mm/rot; $v = 55$ m/min; scula P.10, $\gamma = +6°$; $\alpha = 8°$; $\lambda = 0°$ (aşchierea liberă ortogonală)

La creşterea vitezei de aşchiere la cca 125 m/min, la aşchierea cu scula armată cu carbură metalică P.10, pentru domeniul folosit în lucrările proprii, temperatura medie de aşchiere are valori cuprinse între 840 şi 900°C, valori care au fost obţinute şi prin măsurarea temperaturii prin metoda proprie [17].

Avînd în vedere creşterea rapidă a coeficientului de difuziune cu temperatura de la o anumită valoare a acesteia, precum şi precizările făcute în lucrarea [11] că la aşchierea oţelurilor carbon cu carburi metalice P.10, difuziunea începe cînd temperatura de aşchiere este de cca 800°C, rezultă că la viteze de aşchiere de cca 120 m/min sînt îndeplinite condiţiile unei uzări prin difuziune.

Ca urmare, la viteze cuprinse între 95 şi 115 m/min, uzura prin adeziune este relativ redusă, iar difuziunea nu prezintă importanţă, aşa încît apare un minim pe diagrama uzură-viteză sau un maxim pe diagrama durabilitate-viteză de aşchiere.

La temperaturile de peste 800°C care se ating de la viteze de cca 120 m/min, începe difuziunea fierului din materialul prelucrat în cobaltul din reţeaua de liant a carburii metalice. De asemenea, sub influenţa cumulată a temperaturii şi a presiunii în zona de contact sculă-material de prelucrat are loc şi transformarea $\alpha \rightarrow \gamma$. În aceste condiţii, creşte şi viteza de difuziune a fierului în cobalt şi capacitatea de dizolvare a carbonului în austenita oţelului, întrucît la acest oţel (C = 0,45% C) austenita încă nu este saturată în carbon. Carbonul din carburile de wolfram va trece spre oţel, prin reţeaua de cobalt, la 1 200°C, deoarece în prezenţa fierului în Co se măreşte această solubilitate pînă la 1,5—2%. Datorită faptului că are loc şi o difuziune a cobaltului în fier, se produce o distrugere a legăturii dintre granulele de carbură metalică şi suport, iar acestea vor fi apoi îndepărtate mecanic.

Deoarece atît difuziunea C cît şi a Co are loc cu viteză mai mare în austenită, rezultă că, cu cît structura obţinută după tratamentul termic (adică cea corespunzătoare materialului care se prelucrează) se va transforma mai repede în austenită în zona de contact cu scula aşchietoare, cu atît uzarea prin difuziune va fi mai accentuată. Este de aşteptat ca, în cazul structurilor de acelaşi tip, dar cu grade de dispersie diferite, acelea care au gradul de dispersie mai mare vor îndeplini în primul rînd condiţiile energetice pentru transformarea în austenită, care va fi mai fină şi mai omogenă din punctul de vedere al compoziţiei chimice. În aceste condiţii, va avea loc un proces mai rapid de difuziune a C şi a Co din sculă spre materialul prelucrat. În cazul unor grăunţi mai mari ai structurii iniţiale care se prelucrează prin aşchiere sau a unor grade de dispersie mai mici, după transformarea în austenită are loc mai întîi un proces de autodifuziune a C în materialul prelucrat pentru uniformizarea concentraţiei, după care va începe difuziunea elementelor dinspre sculă spre piesă. Deci, în primul caz al structurilor cu grade de dispersie mai mari, uzarea prin difuziune va fi mai pronunţată decît în cel de-al doilea caz.

Se cunoaşte [13] că există o difuziune preferenţială a multor elemente la limitele dintre grăunţi faţă de volumul grăunţilor, datorită faptului că în limitele dintre grăunţi reţeaua cristalină este puternic deformată şi există un număr mai mare de locuri vacante, aşa încît energia de activare scade foarte mult.

Accelerarea difuziunii se datoreşte faptului că la creşterea gradului de dispersie a amestecului ferito-carburic creşte şi densitatea dislocaţiilor. În cazul unei densităţi mari a dislocaţiilor se produce o accelerare a procesului de difuziune.

Pentru condiţiile prezentate în lucrare, la viteze de aşchiere cuprinse între 90 şi 200 m/min, dependenţele durabilitate-viteză de aşchiere pentru oţelul OLC45 sînt:

— OLC45 normalizat de la 850°, structură ferito-perlitică, cu duritatea 197 *HB*: $v T^{0{,}34} = 536{,}4$; (4)

— OLC45 recopt complet de la 850°C, structură ferito-perlitică, cu duritatea 174 *HB*: $v T^{0{,}301} = 326{,}8$; (5)

— OLC45 recopt izoterm la 600°C, structură ferito-perlitică, cu duritatea 182 HB: $vT^{0,33} = 418,4$; (6)

— OLC45 cu recoacere joasă de la 600°C, structură ferito-perlitică, duritatea 192 HB: $vT^{0,32} = 460,3$; (7)

— OLC45 cu călire de la 850°C, revenire la 600°C, avînd structuri de revenire cu duritatea 250 HB: $vT^{0,414} = 436,9$; (8)

— OLC45 cu călire de la 850°C, revenire la 500°C, avînd structura de revenire cu duritatea 299 HB: $vT^{0,369} = 468,4$; (9)

— OLC45 cu călire de la 850°C, revenire la 400°C, avînd structura de revenire cu duritatea 334 HB: $vT^{0,342} = 387,8$; (10)

— OLC45 cu călire de la 850°C revenire la 300°C, avînd structura de revenire cu duritatea 386 HB: $v\ T^{0,404} = 329,4$; (11)

— OLC45, călit în ulei, cu structură formată din troostită + bainită + martensită, avînd duritatea 270 HB: $vT^{0,577} = 665,3$ (12)

Concluzii

În lucrare se analizează procesul de uzare a sculelor aşchietoare armate cu carburi metalice tip P10 la prelucrarea oţelului OLC45 cu diferite stări structurale de tip ferito-perlitic şi ferito-carburic.

Se arată importanţa pe care o prezintă uzarea prin difuziune la viteze mari în procesul de prelucrare. Se precizează că, în condiţiile analizate în lucrare, maximul pe dependenţa durabilitate-viteză de aşchiere apare la viteze mult mai mari, $v = 95—115$ m/min.

Se stabilesc relaţiile de calcul pentru viteza de aşchiere sau pentru durabilitatea sculei pentru tipurile principale de structuri ale oţelului OLC45.

Relaţiile stabilite pre intă atît o importanţă teoretică, cît şi una aplicativă.

BIBLIOGRAFIE

[1] Duca, Z. — *Bazele teoretice ale prelucrărilor pe maşini-unelte*. Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1969.

[2] Lăzărescu, E. I. — *Teoria aşchierii metalelor şi proiectarea sculelor*, Bucureşti, Edit. didactică şi pedagogică, 1964.

[3] Belous, V. — *Proiectarea sculelor*, vol. I. Bazele proiectării sculelor aşchietoare, Iaşi, Lit. Inst. politehnic, 1968.

[4] Gâdea, Suzana şi Petrescu, Maria — *Metalurgie fizică şi studiul metalelor*, Bucureşti, Editura didactică şi pedagogică, 1983.

[5] Pavelescu, D. — *Concepţii noi, calculul şi aplicaţii în frecarea şi uzarea solidelor deformabile*, Bucureşti, Editura Academiei R.S.R., 1971.

[6] Vasilica, Gh. şi Biţă Olga — *Procese de lubrificaţie, frecare şi uzură la suprafeţele metalice*, Bucureşti, Editura Academiei R.S.R., 1967.

[7] Trent, M. E. — *Factors Affecting Wear in Cemented Carbide Tools*. In : The Machinist, S.U.A., nr. 3, 1951.

[8] Loladze, T. N. — In : Industrie-Anzeiger, R.F.G., nr. 62, 1959, p. 991, 996.

[9] Ostermann, G. — Dissertation, R.F.G., T. H. Aachen 1960.

[10] Sauer, L. — *Optimizarea mărimilor de aşchiere*. Rezultatul tezei de doctorat, Bucureşti, 1969.

[11] Vieregge, G. — Zerspanung der Eisenwerkstoffe, Düsseldorf, Stahleisen, 1959.

[12] Lowach, H. — In : Industrie-Anzeiger, R.F.G., 90, nr. 34, apr. 1968 p. 41, 44.

[13] Minkevici, A. N. — *Tratamentele termochimice ale metalelor şi aliajelor*, Bucureşti, Editura tehnică, 1968.

[14] Suh Nam P. — In : Wear, S.U.A., 1980, 62, nr. 1, p. 1...2

[15] Chryssolouris, G. — Industrie-Anzeiger, R.F.G., 1979, 101, nr. 39, p. 60...61.

[16] Kratinin, O. V. ş. a. — In : Stanki i instrument, R. P. Polonia, nr. 2, 1981, p. 25.

[17] Teodorescu, M. — *Teză de doctorat*, I.P. Timişoara, 1973.

[18] Teodorescu, M. — In : Metalurgia, R.S.R., 36, nr. 12, 1984, p. 640...645.

Metoda de determinare a tendinţei spre fisurare a îmbinărilor sudate din table cu grosime mai mare de 20 mm

Conf. dr. ing. Doina Drăgulescu,
prof. dr. ing. L. Brîndeu
Institutul politehnic „Traian Vuia" — Timişoara

CZ : 539.377 : 669—41

Fisurarea îmbinărilor sudate este unul dintre fenomenele de prim rang în aprecierea compatibilităţii şi sudabilităţii. Acest fenomen este atît de complex, factorii care îi determină apariţia sînt atît de numeroşi şi de diverşi, atît de dificil de separat, încît indicarea unei metode de apreciere general valabilă nu este posibilă [1].

Această lucrare propune descrierea unei metode de apreciere a tendinţei spre fisurare întîrziată a îmbinărilor sudate sub flux, din table de oţel cu grosime mai mare de 20 mm, adoptată după o metodă japoneză stabilită de T. Matsumoto [2].

Metoda propusă a fost testată pe îmbinări realizate din table de oţel OL37—2K (STAS 500—68) de grosime 20, 40 şi 50 mm.

Se urmăreşte stabilirea valorii optime a temperaturii interstraturi în aşa fel încît să nu mai apară fisuri în metalul depus şi în zona influenţată termic.

Valorile testate pentru temperatura interstraturi s-au ales pe baza compoziţiei chimice a metalului de bază şi a sîrmei pentru sudare, în intervalul 50—150°C [3].

Temperatura de preîncălzire a fost egală cu temperatura interstraturi.

Prezentarea metodei

Proba utilizată în cadrul încercării este prezentată în figura 1.

Sudarea în mai multe treceri s-a efectuat prin procedeul de sudare sub flux, utilizînd sîrma S10 cu diametrul de 4 mm şi fluxul de sudare FSM 37.

Temperatura între treceri a fost controlată cu ajutorul unui termocuplu plasat la distanţa de 0,4 δ (δ = groimea tablei) de la marginea rostului şi s-a menţinut constantă pentru fiecare probă în parte. S-au sudat trei tipuri de probe: cu temperatura între straturi de 50, 100 şi 150°C.

Tehnologia de sudare a fost calculată conform lucrării [4] rezultînd: $I_s = 702$ A, $U_a = 31{,}4$V, $v_s = 22{,}5$ cm/min.

După sudare, probele s-au răcit în aer pînă la temperatura stabilită.

Din îmbinările realizate s-au prelevat cîte cinci epruvete longitudinale pentru controlul fisurilor după care, probele s-au secţionat transversal, obţinîndu-se epruvetele pentru încercări mecanice şi examinare metalografică.

Epruvetele prelevate paralel cu direcţia de sudare (fig. 2) au fost controlate roentgenografic pentru depistarea fisurilor. Nedepistîndu-se fisuri în condiţii normale, epruvetele au fost supuse la încovoiere conform prescripţiilor metodei japoneze [2]. Încovoierea s-a făcut pînă la apariţia fisurilor pe fibra întinsă marcîndu-se valoarea respectivă a unghiului de îndoire.

Rezultate experimentale

În figura 3 sînt reprezentate valorile unghiului de îndoire la care s-a semnalat apariţia fisurilor în funcţie de temperatura intersratruri la cele trei tipuri de probe, fiecare punct reprezentînd media a cinci determinări.

Se observă că temperatura interstraturi optimă din punctul de vedere al tendinţei spre fisurare este de 100°C la tablele de grosime 40 şi 50 mm. La tablele de 20 mm grosime din oţelul încercat, metoda nu a dat rezultate semnificative.

În paralel cu încercarea epruvetelor pentru controlul fisurilor, pe epruvetele prelevate transversal s-au făcut studiul metalografic şi încercările de duritate şi de rezilienţă, verificîndu-se şi în felul acesta corectitudinea executării îmbinării sudate.

Se exemplifică în tabelul 1 şi în figurile 4şi 5 *a*, *b*, *c*, rezultatele controlului metalografic la îmbinările realizate din table cu gro-

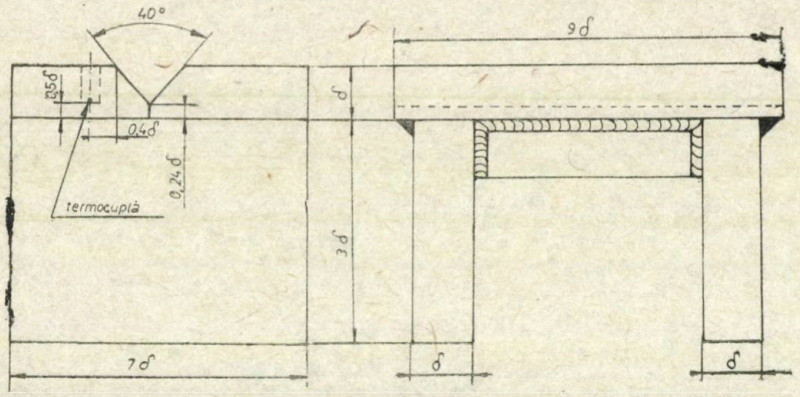


Fig. 1. Proba utilizată pentru aprecierea tendinţei spre fisurare

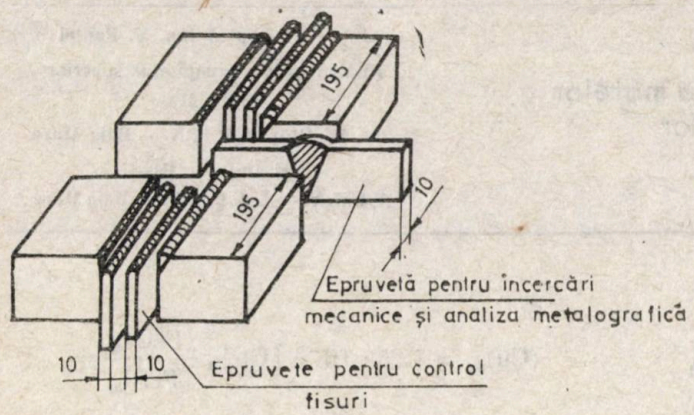


Fig. 2. Schema de prelevare a epruvetelor

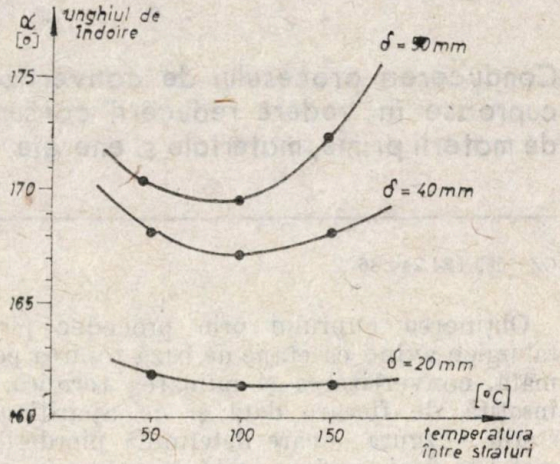


Fig. 3. Variația unghiului de îndoire cu temperatura interstraturi

Tabelul 1

Examinare macroscopică, (40 x)	Examinări microscopice, (100x ; 500x) STAS 10952-77			
	Zona cercetată	Constituenții STAS 7626-79	Proporția constituenților	Stuctura Widmann-stätten
Atac Nital : 10%. Depunere prin topire. Nu se observă defecte în depunere (fig. 4)	Metal de bază	Perlită și ferită în șiruri de punctaj 2—3	~25/75	—
	ZIT	Perlită și ferită aciculară și în rețea	~60/40	~3
	Metal depus	Structură de turnare aciculară finisată	—	—

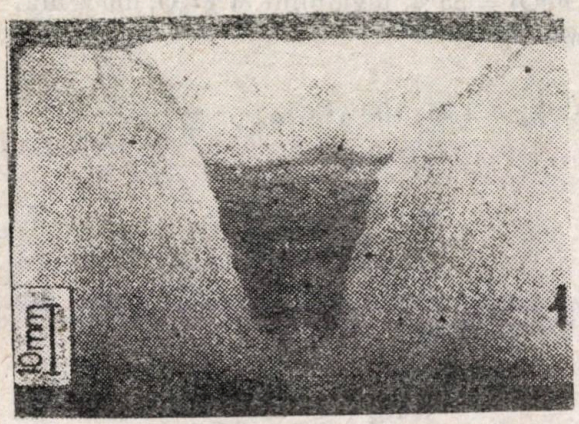
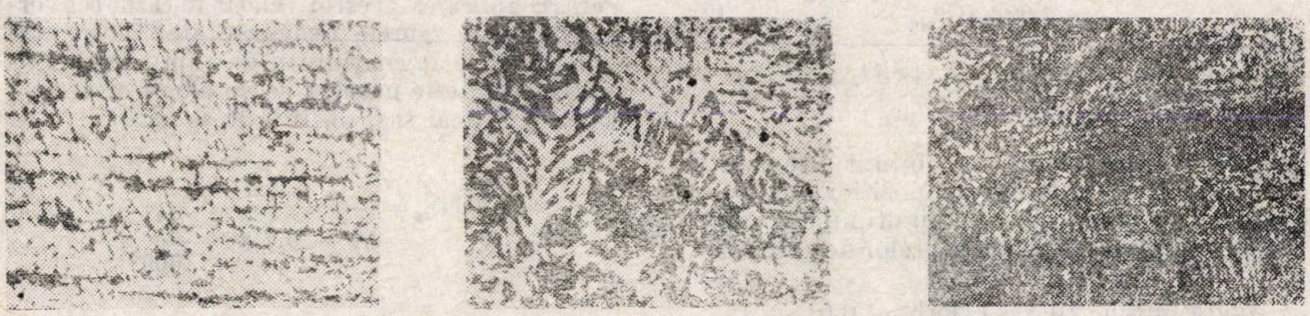


Fig. 4. Macrostructura îmbinării sudate din table de grosime 50 mm



a *b* *c*

Fig. 5. Aspectul microstructural : *a*-metalul de bază (x100) ; *b*)-zone influențate (x500) ; *c*)-metalul depus (x100).

simea de 50 mm și temperatura între straturi de 100°C.

La fel ca și examinările macro și microscopice, determinările de duritate *HV* 10 și de rezilienţă (STAS 7511—81) nu au dus la observații demne de semnalat. Rezultatele obținute se încadrează în limitele admise pentru oțelul OL37, iar structurile metalului depus și ale zonei influențate termic sînt perfect normale.

BIBLIOGRAFIE

[1] Safta, V. : *Controlul îmbinărilor și produselor sudate.* Editura Facla, Timișoara, 1986.

[2] Matsumoto, T., Yada, M., Hataya, F., Yamaguchi, Y. : *Prevention of multipass weld cracking in pressure vessel using a low carbon 1 1/4 Cr — 1/2 Mo Steel*, Doc. IIS — IX. 1278/83.

[3] Salagean, T, : *Tehnologia procedeelor de sudare cu arc.* București, Editura tehnică, 1985.

[4] Salagean, T. : *Optimizarea proceselor de sudare cu arcul electric.* OTS. AE, București, 1984.

Conducerea procesului de convertizare a matelor cuproase în vedere reducerii consumurilor de materii prime, materiale şi energie

Ing. V. Pop şi ing. V. Panţel
Institutul de învăţămînt superior
Baia Mare
ing. D. Plop I.M.M.N. — Baia Mare
şi ing. V. Miszti
A.I.M.N. — U.C.P.M.N. — Baia Mare

CZ : 669.184.244.86

Obţinerea cuprului prin procedee pirometalurgice avînd ca etape de bază topirea pentru mată, convertizarea şi rafinarea termică, este însoţită de fiecare dată şi de apariţia fazei sterile — zgura — care determină pierderile de metal şi deci randamentele de extracţie.

Considerînd concentraţia cuprului în mată ca fiind factorul cel mai important în stabilirea conţinutului de cupru în zgură [1] Spira şi Themelis [2] au obţinut o serie de ecuaţii de tipul :

$$[y]_m = a - b[Cu]_m \qquad (1)$$

cu ajutorul cărora se pot exprima concentraţiile tuturor elementelor şi compuşilor din mată în funcţie de un singur factor — concentraţia cuprului în mată. Pentru aplicarea acestor ecuaţii în condiţiile industriale, avînd în vedere conţinuturile ridicate de Pb, Zn, As, Sb etc. în materia primă şi deci în matele de la convertizare, s-au adus modficări obţinîndu-se următoarele relaţii de calcul :

$$[Cu_2S]_m = 1{,}25\,[Cu]_m \quad [S]_m = 24 - 0{,}05\,[Cu]_m$$
$$[FeS]_m = 56 - 0{,}7\,[Cu]_m \quad [O_2]_m = 6{,}59 - 0{,}082\,[Cu]_m \qquad (2)$$
$$[FeO]_m = 4{,}8 - 0{,}06\,[Cu]_m \quad [SiO_2]_m = 1 - 0{,}0125\,[Cu]_m \text{ etc.}$$

Pe baza acestor relaţii, s-au obţinut alte ecuaţii care permit calcularea compoziţiei matei, a cantităţii de zgură şi a conţinutului de cupru în zgura rezultată, a randamentelor de extracţie :

$$\text{zgura} = 2{,}5 \cdot 10^{-2} \cdot s \left([Fe]_s - 0{,}01\,\gamma_{ex} \cdot [Cu]_s \frac{[Fe]_m}{[Cu]_m} \right) \qquad (3)$$

$$(Cu)_{zg} = 1{,}25 \cdot 10^{-2}\,[Cu]_m \frac{(FeO)_{zg}}{[FeS]_m} =$$

$$= 1{,}25 \cdot 10^{-2}\,[Cu]_m \frac{(FeO)_{zg}}{56 - 0{,}7\,[Cu]_m} \qquad (4)$$

Dacă zgura rezultată are un conţinut constant de (FeO) = 55%, înglobînd şi Fe_3O_4 din zgură, relaţia (4) devine :

$$(Cu)_{zg} = 1{,}25 \cdot 10^{-2}[Cu]_m \frac{55}{56 - 0{,}7[Cu]_m} =$$

$$= \frac{0{,}6875\,[Cu]_m}{56 - 0{,}7[Cu]_m}. \qquad (5)$$

Notînd conţinutul procentual de cupru din mată cu x, ecuaţia se scrie :

$$(Cu)_{zg} = \frac{0{,}6875\,x}{56 - 0{,}7\,x} \qquad (6)$$

Pentru aplicarea acestei relaţii în cazul convertizării, unde zgurele evacuate sînt în contact cu mate care au conţinutul de cupru de aproximativ 80%, este necesar să se aducă o corecţie relaţiei de mai sus, obţinîndu-se astfel :

$$(Cu)_{zg} = \frac{0{,}6875\,x}{56 - 0{,}7\,x + \frac{x^2}{1600}} \qquad (7)$$

Cele două ecuaţii (funcţii — 6 şi 7) sînt reprezentate în figura 1. Se observă faptul că aceste funcţii iau valori apropiate pînă în jurul lui x = 60% (conţinutul de cupru în mată),

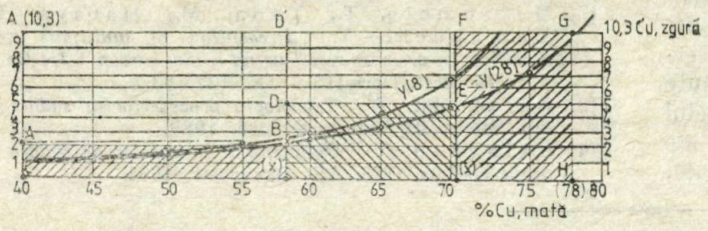


Fig. 1. Punctele de optim (λ, x) în cazul lucrului cu două evacuări intermediare de zgură, obţinute cu ajutorul funcţiilor (8) şi (28)

după care panta curbei (6) crește mult, dînd valori exagerate ale cuprului în zgură.

Din cele prezentate reiese ca fiind complet nerațională acumularea și evacuarea zgurei din convertizor la sfîrșitul perioadei I de lucru (la formarea matei albe — Cu_2S), situație în care zgura va antrena cantități mari de cupru, fiind necesară evacuarea periodică, intermediară a zgurei, pe parcursul formării acesteia în procesul de convertizare, primele zguri fiind sărace în cupru, deoarece numai ultima are un conținut ridicat de metal.

În condițiile de lucru cu una sau două evacuări intermediare de zgură, este necesar ca acestea să se facă în momente (puncte pe diagrama din figura 1) care să dea un conținut minim de cupru în zgura total evacuată (formată din zgurele evacuate intermediar și ultima zgură evacuată în final la formarea matei albe).

Aceste momente optime pentru evacuările intermediare de zgură se pot determina prin metode ale matematicii analitice utilizînd ecuațiile 6 și 7. În figura 1 sînt prezentate punctele de optim λ și $\varkappa$ pentru sistemul de lucru cu două evacuări intermediare de zgură. Cantitățile de cupru din zgurele evacuate în punctele λ, $\varkappa$ și 78 sînt proporționale cu suprafețele dreptunghiurilor hașurate ABλC, DE$\varkappa\lambda$ și FGHx. Se ia punctul x = 78 (nu teoreticul de 80% Cu în mata albă) reprezentînd conținutul de cupru în mata albă industrială, datorită diverselor impurități prezente în aceasta.

Pentru ca pierderile de cupru cu zgura evacuată să fie minime, avînd în vedere relația dintre aceste pierderi si dreptunghiurile hașurate, punctele λ și $\varkappa$ pentru evacuările intermediare de zgură vor avea acele valori pentru care suma suprafețelor dreptunghiurilor hașurate este minimă :

$$S_{AB\lambda C} + S_{DE\varkappa\lambda} + S_{FGHx} = \min$$

Același lucru se obține (cupru minim în zgură) și pentru problema complementară — suma suprafețelor dreptunghiurilor nehașurate :

$$S_{A'D'BA} + S_{D'FED} = \max$$

problemă mai simplă pentru tratarea matematică datorită faptului că se referă la suprafața a numai două dreptunghiuri, față de trei în situația precedentă.

Determinarea punctelor de optim și pentru sistemul de lucru cu două evacuări intermediare de zgură

Funcția obținută din ecuația (6) reprezentînd conținutul de cupru în zgură :

$$y = \frac{0{,}6875\ x}{56 - 0{,}7\ x} \qquad (8)$$

se poate scrie la modul general sub forma :

$$y = \frac{ax}{b - cx} \qquad (9)$$

fiind un caz particular al funcției omografice :

$$f = \frac{ax + b}{cx + d}. \qquad (10)$$

Tabelul 1

Punctele de optim pentru evacuările intermediare, obținute prin rezolvarea ecuației generale (25) și funcției (8)

X (%, Cu în mată)	40	45	50	55	60
λ	61,424	63,026	64,673	66,421	68,304
x	71,380	71,760	72,170	72,630	73,160

Notînd cu X conținutul procentual de cupru al matei din convertizor după ultima alimentare cu mată și cu Y conținutul procentual de cupru al ultimei zguri evacuate (la formarea matei albe) se poate formula o funcție, descriind suprafața celor două dreptunghiuri, care așa cum s-a mai arătat, pentru minimizarea pierderilor de cupru cu zgura, trebuie să fie maximă :

$$f_{(\lambda,\varkappa)} = (\lambda - X)\left(Y - \frac{a}{b - c\lambda}\right) + (x - \lambda)\left(Y - \frac{ax}{b - cx}\right); \qquad (11)$$

după eliminarea parantezelor funcția devine :

$$f_{(\lambda,\varkappa)} = \frac{a\lambda^2}{c\lambda - b} + \frac{aX\lambda}{b - c\lambda} + \frac{a\lambda x}{b - cx} + \frac{ax^2}{cx - b} + Yx - XY; \qquad (12)$$

derivînd relația (12) în funcție de variabila λ rezultă :

$$f'_{(\lambda)} = \left(\frac{a\lambda^2}{c\lambda - b} + \frac{aX\lambda}{b - c\lambda} + \frac{ax\lambda}{b - cx}\right) = \frac{(b - cx)(abX + ac\lambda^2 - 2ab\lambda) + ax(b - c\lambda)^2}{(b - cx)(b - c\lambda)^2};$$

prin egalarea cu zero a acestei relații se obține o ecuație : $x = f'_{(\lambda)}$

$$f'_{(\lambda)} = (b - cx)(abX + ac\lambda^2 - 2ab\lambda) + ax(b - c\lambda)^2 = 0; \qquad (13)$$

sau :

$$abc\lambda^2 - 2ab^2\lambda + ab(b - cX)x + ab^2X = 0 ; \quad (14)$$

de unde :

$$x = \frac{c}{cX - b}\lambda^2 + \frac{2b}{b - cX}\lambda + \frac{bX}{cX - b}; \quad (15)$$

Derivînd acum relaţia (12) în funcţie de χ (cea de-a doua variabilă) rezultă :

$$f_{(x)} = \left(\frac{ax^2}{cx - b} + \frac{ax}{b - cx} + Yx\right) =$$

$$= \frac{c^2Y^2x^2 + acx^2 - 2abx - 2bcYx + ab + b^2Y}{(b - cx)^2}; \quad (16)$$

iar prin egalarea cu zero se obţine o ecuaţie : $\lambda = f_{(x)}$

$$f_{(x)} = c(a + cY)x^2 - 2b(a + cY)x + ab\lambda + b^2Y = 0 \quad (17)$$

de unde :

$$\lambda = -\frac{c(a + cY)}{ab}x^2 + \frac{2(a + cY)}{a}x - \frac{bY}{a} \quad (18)$$

sau :

$$\lambda = -\frac{1}{a}\left[\frac{c(a + cY)}{b}x^2 - 2(a + cY)x + bY\right] \quad (19)$$

Înlocuind relaţia (19) în (14) se obţine :

$$f'_{(\lambda)} = abc\left[-\frac{c(a + cY)}{ab}x^2 + \frac{2(a + cY)}{a}x - \frac{bY}{a}\right]^2 - 2ab^2\left[-\frac{c(a + cY)}{ab}x^2 + \frac{2(a + cY)}{a}x - \frac{bY}{a}\right] + ab(b - cY)x + ab^2X \quad (20)$$

sau :

$$f'_{(\lambda)} = abc^3(a + cY)x^4 - 4ab^2c^2(a + cY)^2x^3 + 6ab^3c(a + cY)^2x^2 - ab^3[a^2(b - cX7 + 4b(a + cY)^2]x + ab^4[bY(2a + cY) + a^2X] = 0 \quad (21)$$

de unde prin împărţirea cu $ab(a + cY)^2$ relaţia devine :

$$c^3x^4 - 4bc^2x^3 + 6b^2cx^2 - b^2\left[4b - a^2\frac{(b - cX)}{(a + cY)^2}\right]x + b^3\frac{bY(2a + cY) + a^2X}{(a + cY)} = 0 \quad (22)$$

iar prin separarea termenului X :

$$c^3x^4 - 4bc^2x^3 + 6b^2cx^2 - b^2\left[4b - \frac{a^2b}{(a + cY)^2} + \frac{a^2cX}{(a + cY)^2}\right]x + b^4Y\frac{(2a + cY)}{(a + cY)^2} + \frac{a^2b^3}{(a + cY)^2}X = 0 \quad (23)$$

Ţinînd seamă de valorile particulare ale funcţiei omografice

$$y = \frac{ax}{b - cx} = \frac{0{,}6875\,x}{56 - 0{,}7\,x}$$

se obţine :

$a = 0{,}6875$ $\quad c = 0{,}7$

$b = 56$ $\quad Y = 18{,}66$ (pentru $x = 76$)

Pentru valorile de mai sus, relaţia (23) devine :

$$0{,}343x^4 - 109{,}76x^3 + 13\,171{,}2x^2 - (702\,024{,}96 + 5\,488X)x + 14\,014\,156{,}8 + 439{,}08X = 0 \quad (24)$$

iar prin aducerea la unu (1)a coeficientului lui x^4 rezultă :

$$x^4 - 320x^3 + 38\,400x^2 - (2\,046\,720 + 16X)x + 40\,857\,600 + 1\,280X = 0 \quad (25)$$

care reprezintă ecuaţia generală pentru calculul punctului χ de evacuare intermediară a zgurei. Punctul λ se obţine prin introducerea valorilor lui χ — determinat, în relaţia (19) şi prin înlocuirea valorilor coeficienţilor. Se obţine relaţia :

$$\lambda = -0{,}25x^2 + 40x - 1520 \quad (26)$$

Pentru $X = 40\%$ ecuaţia (25) devine :

$$x^4 - 320x^3 + 38\,400x^2 - 2\,047\,360x + 40\,908\,800 = 0 \quad (27)$$

rezultînd $x = 71{,}38$ şi $\lambda = 61{,}42$.

Pentru diverse valori ale conținutului de cupru în mata supusă convertizării (X), în tabelul 1 se dau valorile punctelor de optim λ și χ pentru evacuările intermediare de zgură obținute prin rezolvarea ecuației generale (25) și a funcției (8).

Funcția tratată pînă aici $y=\left(\frac{0{,}6875\,x}{56-0{,}7\,x}\right)$ datorită faptului că nu descrie în condiții corespunzătoare (fig. 1) procesul real, are importanță teoretică, ajutînd la rezolvarea funcției:

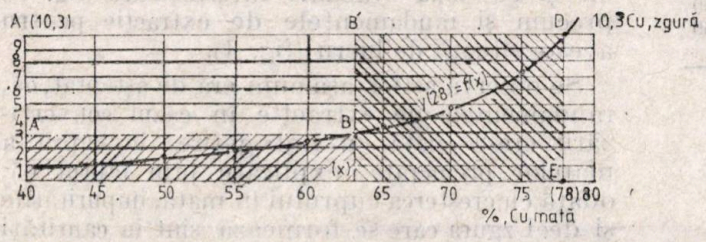
$$y=\frac{0{,}6875\,x}{56-0{,}7x+\frac{x^2}{1600}}=$$

$$=\frac{0{,}6875\,x}{56-0{,}7\,x+0{,}000625\,x^2} \qquad (28)$$

care necesită o tratare mai dificilă, dar care descrie mult mai exact procesul – pierderile de cupru cu zgura.

Funcția (28) se poate scrie la modul general sub forma:

$$y=\frac{ax}{b-cx+dx^2} \qquad (29)$$



Folosind notațiile precedente, se poate forma din nou funcția reprezentînd suprafața celor două dreptunghiuri, care, așa cum s-a mai arătat (pentru pierderi minime de cupru) trebuie să fie maximă:

$$f_{(\lambda,x)}=(\lambda-X)\left(Y-\frac{a}{b-c\lambda+d\lambda^2}\right)+$$

$$+(x-\lambda)\left(Y-\frac{ax}{b-cx+dx^2}\right) \qquad (30)$$

$Y=10{,}3$ este obținut prin introducerea lui $x=78$ în relația (28).

Procedînd ca în cazul funcției precedente (8) se obține de data aceasta o ecuație generală în χ și λ. Derivarea în continuare în vederea separării variabilelor și a determinării soluțiilor λ, x duce la obținerea unor ecuații de grad ridicat, rezolvarea pe această cale devenind extrem de dificilă. Din această cauză determinarea punctelor de optim λ și χ se va face prin tatonări în jurul valorilor obținute la rezolvarea funcției precedente (8) atribuind valori lui λ în ecuația generală (31):

$$x^4-2240x^3+(1\,553\,869-$$

$$-106{,}718\lambda)x^2-219\,827\,853\,x+$$

$$+8\,028\,160\,000+9\,561\,930\lambda=0 \qquad (31)$$

Rezultă astfel valorile corespunzătoare lui χ, iar prin aplicarea acestor valori la calculul cuprului în zgură, prin încercări, se obțin valorile λ și χ de minim ale pierderilor de metal (tab. 2).

Tabelul 2

Punctele de optim pentru evacuările intermediare de zgură, obținute cu ecuația generală (31) și funcția (28)

X (% Cu în mată)	soluția 1		soluția 2	
	λ	x	λ	x
35	53,520	69,840	58,100	70,630
40	56,660	70,632	60,000	71,570
45	59,510	71,428	61,925	72,330
50	62,200	72,230	63,910	72,990
55	64,800	73,041	66,015	73,590
60	67,330	73,866	68,270	74,150
65	69,800	74,720	70,690	74,680

Fig. 2. Punctul de optim (x) în cazul sistemului de lucru cu o singură evacuare intermediară de zgură, pentru funcția (28)

Determinarea punctului optim χ pentru lucrul cu o singură evacuare intermediară de zgură

Ecuația (28) reprezentînd conținutul de cupru în zgură în funcție de concentrația cuprului în mată:

$$y=\frac{0{,}6875x}{56-0{,}7x+0{,}000625\,x^2}$$

se poate trata pentru determinarea punctului optim χ în cazul lucrului cu o singură evacuare intermediară de zgură, punînd condiția:

$$S_{ABxC}+S_{B'DEx}=\min \text{ sau complementara}$$

$$S_{A'B'BA}=\max$$

Prin urmare, funcția reprezintă suprafața dreptunghiului nehașurat:

$$f_{(x)}=(x-X)\left(Y-\frac{ax}{b-cx+dx^2}\right)=\max \qquad (32)$$

obținîndu-se astfel ecuația generală (33) pentru lucrul cu o singură evacuare intermediară de zgură :

$$x^4 - 2\,240x^3 + (1\,553\,211{,}65 - 106{,}796X)x^2 - 219\,841\,864x + 8\,028\,160\,000 + 9\,568\,932X = 0 \quad (33)$$

Soluțiile obținute prin rezolvarea ecuației generale pentru diverse valori particulare ale lui X nu sînt punctele de optim căutate, ci numai valori apropiate acestora, datorită neechivalenței dintre cantitatea de zgură formată și intervalul (x — X) de variație a conținutului de cupru în mata supusă prelucrării. Relația

Tabelul 3

Soluțiile ecuației generale (33) pentru evacuarea intermediară de zgură

X (%Cu in mată)	x
35	65,500
40	66,547
45	67,656
50	68,835
55	70,095
60	71,454
65	72,956

Tabelul 4

Punctele de optim pentru sistemul cu o evacuare intermediară a zgurei conform ecuației generale (33) și funcției S (28)

X (% Cu in mată)	x
35	61,400
40	63,460
45	65,410
50	67,320
55	69,210
60	71,090
65	72,960

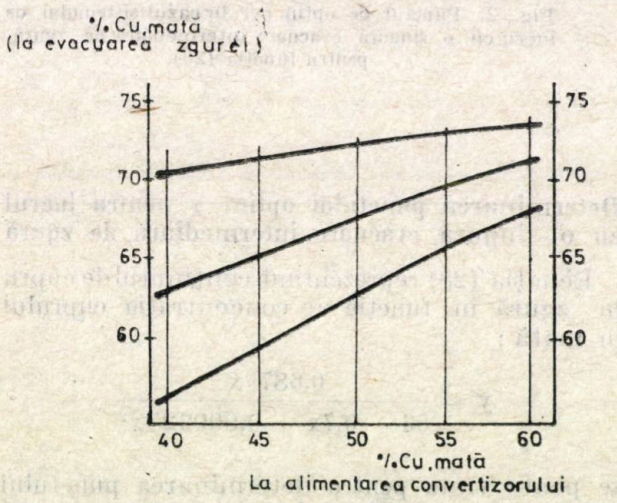


Fig. 3. Punctele de optim la evacuarea zgurei pentru cele două sisteme de lucru : — cu o evacuare intermediară (x_1) ; — cu două evacuări intermediare (x_2)

de dependență dintre aceste două mărimi nefiind liniară, cantitatea de zgură formată (pentru variația cu un procent a conținutului de cupru în mată) scade cu cît se apropie de x = 78. Nu se formează deci aceeași cantitate de zgură pentru fiecare creștere cu 1% a conținutului de cupru în mată pe tot intervalul X → 78.

Prin urmare, valorile optime se vor găsi prin încercări în apropierea celor rezultate prin rezolvarea ecuațiilor de mai sus (tab. 3), obținîndu-se astfel valorile de optim trecute în tabelul 4.

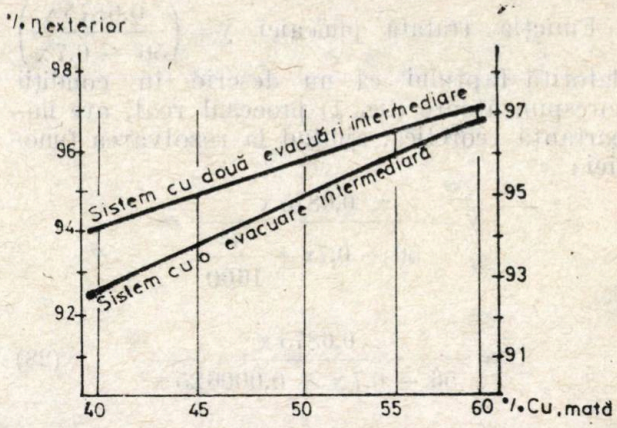


Fig 4. Randamentele de extracție la convertizarea matelor cuproase pentru sistemele de lucru cu una sau două evacuări intermediare de zgură

Ca urmare a metodei de lucru prezentate, s-au determinat valorile cu care s-au ridicat curbele reprezentînd punctele de optim pentru evacuarea zgurei în cazul lucrului, atît cu una cît și cu două evacuări intermediare (fig. 3) precum și randamentele de extracție pentru aceste situații de lucru (fig. 4).

Se observă astfel, așa cum era de așteptat, că, randamentele de extracție în cazul convertizării cresc odată cu îmbogățirea în cupru a matelor prelucrate, explicate prin faptul că, odată cu creșterea cuprului în mată, impuritățile și deci zgura care se formează sînt în cantități mai mici, implicit și pierderile de cupru cu zgura.

Metoda evacuărilor intermediare de zgură în punctele de optim (de minim al conținutului de cupru în zgură) permite realizarea unor randamente de extracție cu 2—3% superioare celor realizate prin metodele de lucru industriale practicate în prezent, unde procesul are loc prin realimentarea (de regulă o singură dată) cu mată a convertizorului în cursul fiecărui ciclu de lucru, scopul urmărit fiind ca prin această realimentare, în convertizor să se formeze cantitatea de mată albă necesară pentru trecerea la cea de-a doua perioadă de lucru. În aceste condiții, convertizorul funcționează un interval mai mare, depășindu-se (conform celor prezentate în lucrarea de față) momentul de optim pentru evacuarea zgurei. La evacuare, zgurele vor avea un conținut mai mare de cupru (pierderi), determinînd randamente de extracție scăzute.

Pentru sistemele de lucru prezentate, se observă din figura 4 randamente de extracție

mai mari pentru varianta cu două evacuări intermediare, diferența dintre valorile acestor randamente de extracție crescînd cu cît matele prelucrate sînt mai sărace, recomandîndu-se pentru acestea lucrul cu două evacuări intermediare de zgură, iar pentru matele bogate (peste 55% Cu) sistemul de lucru cu o singură evacuare intermediară, avînd în acest caz întreruperi mai puține. În această situație, cînd matele au un conținut ridicat de cupru, se asigură cu o singură realimentare formarea cantității de mată albă necesară trecerii la cea de-a doua perioadă de lucru.

Ridicarea randamentelor de extracție asigură o valorificare superioară a materiei prime, reducerea consumurilor de materiale, combustibili și energie (raportat la cantitatea de metal produs — tona de cupru de convertizor), deziderate majore pentru asigurarea unei eficiențe economice sporite în industria metalurgică.

BIBLIOGRAFIE

[1] Davenport, W. G., Tavera, J. F. — *Equilibrations of Copper Matte and Fayalite Slag under Controlled Partial Pressures of SO_2.* In : Metallurgical Transactions, S.U.A., vol. 10B, nr. 2, iunie 1979, p. 237—241.

[2] Spira, P. Themelis, N. J. — In : Journal of Metals, S.U.A., vol. 21, nr. 4, 1969, p. 35.

[3] Pazdnicov, P. A. Medvejov, B. S. — *Probleme privind sărăcirea zgurelor cu conținut de cupru.* In : Tvetniie Metallie, nr. 2, U.R.S.S., 1971.

[4] Pop, V. — *Considerații privind perfecționarea tehnologiei de convertizare a matelor cuproase.* In : Metalurgia, R.S.R., nr. 12, 1981.

[5] Pop, V. — *Studiu privind pierderile de cupru cu zgura la topirea pentru mată.* Metalurgia, R.S.R., nr. 7, 1983.

[6] Taloi, D. ș.a. — *Optimizarea proceselor metalurgice*, București, E.D.P., 1983.

[7] Macris, A. ș.a. — *Optimizări în ingineria energetică*, București, Ed. tehnică, 1983.

[8] Glück, A. — *Metode matematice în industria chimică*, București, Ed. tehnică, 1971.

[9] Stanciu, P. ș.a. — *Matematici aplicate în economie*, Timișoara, Editura Facla, 1981.

REVISTA REVISTELOR

Stal, U.R.S.S., nr. 4, 1987

Influența varului asupra proceselor fizico-chimice care au loc la prăjirea peletelor, p. 7 — Reducerea cheltuielilor pentru combustibil la fabricarea peletelor, p. 12 — Studierea formării retasurii la solidificarea lingoului, p. 16 — Conținutul și repartizarea incluziunilor de oxizi în oțelurile necalmate, p. 21 — Formarea aglomerărilor locale de incluziuni nemetalice în celulele de dendrite la solidificarea oțelului electric, p. 23 — Îmbunătățirea macrostructurii lingourilor mari din oțel necalmat, turnate prin astuparea cu aluminiu, p. 27 — Natura și repartizarea incluziunilor nemetalice în lingourile din oțel pentru șine, cu adaosuri de metale de pămînturi rare, p. 29 — Îmbunătățirea calității suprafeței și a structurii interne a lingourilor din oțel necalmat, p. 33 — Îmbunătățirea calității lingourilor pentru laminarea osiilor, p. 36 — Mecanismul de formare a segregației excentrice, p. 39 — Micșorarea șutajelor la lingourile lărgite în partea de jos, cu masa de 14—18 t, p. 43 — Microcapsularea componentelor, active ale materialelor exotere utilizate la turnarea oțelului, p. 45 — Eficiența izolării termice a maselotei lingourilor, cu diferite materiale, p. 46 — Îmbunătățirea calității oțelului SH15 prin prelucrarea cu vibrații a lingourilor p. 48 — Elaborarea feromanganului cu carbon și cu conținut scăzut de fosfor prin utilizarea concentratelor obținute prin îmbogățirea chimică, p. 50 — Alegerea puterii la principalele dispozitive de acționare de la blumingurile unificate, p. 53 — Schemele tehnologice ale fabricării armăturilor cu rezistență generală garantată, p. 55 — Căi de mărire a productivității agregatului de îndoire a profilelor 2—8 × 100—600, p. 59 — Estimarea anizotropiei rugozității benzilor laminate la rece, p. 62 — Creșterea preciziei de reglare automată a grosimii stratului de acoperire a tablei, p. 64 — Alegerea materialului de cilindri pentru laminarea tablei striate, p. 66 — Înlăturarea solicitărilor la mecanismele de apărare de la liniile de laminare la rece 1700, p. 67 — Examinarea diferenței de grosime a benzilor laminate la cald pentru fabricarea țevilor sudate electric, p. 71 — Creșterea rezistenței la exfoliere a țevilor acoperite cu polimeri, p. 73 — Asimilarea prelucrării electrolitice a filierelor din aliaje dure cu catozi din materiale foarte dure, p. 76 — Posibilități și căi de realizare a unui tratament cumulat la laminatele pentru tablă groasă, p. 81 — Particularitățile transformărilor în cazul austenitizării în oțelurile rapide din pulberi, p. 86 — Intensificarea reînnoirii principalelor fonduri de producție din siderurgie, p. 90 — Tehnica roboților în siderurgie, p. 96 — Convertoare electrolitice și semiconductoare pentru controlul arderii, p. 99 — Perfecționarea sistemelor de răcire a laminatelor pe laminoarele de tablă, p. 102 — Epurarea gazelor rezultate de la cuptoarele Martin în tuburile Venturi de ejecție a aburului, p. 105.

Prof. dr. ing. N. Geru și
dr. ing. Georgeta Coșmeleață
Institutul politehnic — București

Cercetări asupra substructurii unor oțeluri de îmbunătățire cu un conținut redus în Cr, Ni și Mo, microaliate cu bor sau cu bor și titan

CZ: 669.15—194.35

În condițiile dezvoltării fără precedent a potențialului industrial românesc, Directivele Congresului al XIII-lea al P.C.R., prevăd reducerea consumului de oțeluri aliate, în special al oțelurilor aliate cu elemente scumpe și deficitare și a consumului de feroaliaje din import.

În cazul oțelurilor aliate, tratabile termic, destinate construcției de mașini, și-au accentuat caracteristica trei elemente deficitare și anume: nichelul, cromul și molibdenul. Prețul acestora fiind în creștere de la an la an, a apărut necesitatea limitării conținutului acestora și eventual a găsirii unor posibilități pentru înlocuirea lor, chiar și pentru țări puternic dezvoltate. De aceea, s-a extins preocuparea pentru fabricarea și utilizarea oțelurilor microaliate cu B, Ti, Al, N, Nb, V adăugate individual sau în combinație.

În acest context s-au efectuat cercetări pentru obținere a unoroțeluri mai convenabile din punct de vedere economic, capabile să înlocuiască în cele mai bune condiții unele oțeluri aliate de îmbunătățire utilizate în prezent.

Au fost studiate oțeluri microaliate cu bor sau cu bor și titan și aliate cu mici proporții de Cr sau Cr, Ni, Mo (Cr și Ni sub 0,5%, iar Mo sub 0,15%) proporții care pot proveni din fierul vechi introdus în șarjă.

Deoarece utilizarea unor asemenea oțeluri constituie un element de noutate este necesar să se cerceteze mecanismul influenței microalierii cu bor sau cu bor și titan asupra transformărilor structurale și proprietăților fizico-mecanice ale unor astfel de oțeluri.

Lucrarea își propune studierea influenței microalierii cu bor sau cu bor și titan asupra substructurii unor astfel de oțeluri destinate construcției de mașini completînd cercetările proprii anterior efectuate.

Compoziția chimică a oțelurilor care au făcut obiectul cercetărilor experimentale, prezentată în tabelul 1, s-a stabilit, urmărindu-se ca prin influența borului și a titanului precum și a unor proporții foarte mici în elemente de aliere (Cr, Ni, Mo) să se obțină caracteristici omoloage cu cele ale oțelurilor clasice de construcție aliate cu aceleași elemente avînd drept scop înlocuirea acestora din urmă în acele cazuri în care solicitările la care sînt supuse anumite organe de mașini permit acest lucru.

Pentru evidențierea influenței microalierii cu bor sau cu bor și titan asupra substructurii, cercetările s-au efectuat pe probe călite, pe probe călite și revenite precum și pe probe debitate din bare forjate. Barele au fost obținute din lingouri cu secțiunea pătrată de 75 × 75 mm,

Tabelul 1

Compoziția chimică

Tipul oțelului	Compoziția chimică, %									
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Ni	Mo	B	Ti
C—Cr	0,4	0,63	0,17	0,014	0,021	0,4	—	—	—	—
C—Cr—B	0,4	0,63	0,17	0,014	0,021	0,40	—	—	0,003	—
C—Cr—B—Ti	0,4	0,66	0,22	0,016	0,019	0,39	—	—	0,003	0,04
C—Cr—Ni—Mo	0,4	0,67	0,19	0,02	0,012	0,4	0,4	0,13	—	—
C—Cr—Ni—Mo—B	0,4	0,67	0,19	0,020	0,012	0,40	0,4	0,13	0,003	—
C—Cr—Ni—Mo—B	0,4	0,69	0,29	0,015	0,010	0,41	0,4	0,14	0,003	0,04
41CrNi12	0,4	0,7	0,24	0,016	0,02	0,8	1,36	—	—	—
34MoCrNi15	0,38	0,70	0,30	0,020	0,020	1,50	1,65	0,30	—	—

elaborate la ICEM într-un cuptor cu inducție de 50 kg.

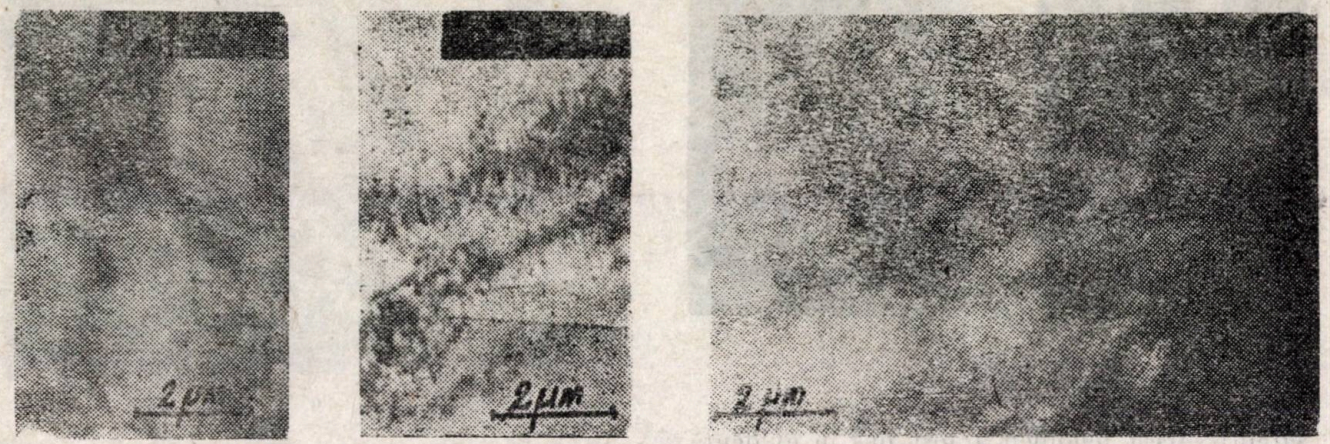
S-a analizat pe probe călite, cu ajutorul microscopului electronic de transmisie JEOL — CL005, o-tensiunea de accelerare de 110 KV, morfologia martensitei. Determinările s-au efectuat pe folii cu grosimea de 1000 Å, obținute prin subțiere mecanică (în condiții de răcire intensă a probei) și chimică pînă la grosimea de 0,1 mm urmată de subțierea electrolitică într-o soluție de 33% acid azotic și 67% metanol, la o tensiune de 9V.

Pe probe călite, călite și revenite la diferite temperaturi 100, 300, 600 și 650°C prin analiza difractometrică s-a urmărit în primul rînd determinarea influenței compoziției chimice și

a condiţiilor de tratament termic asupra unor elemente de substructură ca mărimea D a blocurilor în mozaic, mărimea $\frac{\Delta a}{a}$ a deformaţiilor reţelei cristaline (deformaţii de ordinul doi) şi a tensiunilor τ de ordinul doi determinate de aceste deformaţii, şi de mărimea densităţii ϱ în dislocaţii. În al doilea rînd, a fost urmărită influenţa microalierii asupra aceloraşi elemente de substructură. Rezolvarea acestor probleme s-a efectuat utilizînd metoda aproximaţiei şi

tenita reziduală (deoarece prin această analiză şi prin analiza magnetică austenita reziduală este pusă în evidenţă cînd este în proporţie de peste 1 — 2%), în imaginile de difracţie au fost identificate spoturi care aparţin fazei γ (fig. 2, *a*, *b*) şi care satisfac relaţia $]100]_M$ 11 $[101]\gamma$ (relaţia Kukdiomov-Sachs). Austenita reziduală a apărut sub forma unui film subţire, cu lăţimea de 0,1 — 0,5 μm, la limitele şipcilor de martensită.

Imaginile de difracţie electronică obţinute pe arii selectate cu aperturi de selecţie de 1 —



a *b* *c*

Fig. 1

Tabelul 2

Determinarea lăţimii reale β_{110} şi β_{220} şi a lăţimilor m_{110} şi n_{220} pentru oţelul călit, cu 0,4 %C, 0,4 %Cr, 0,4 %Ni şi 0,13 %Mo.

Linia de difracţie	Suprafaţa S a liniei de difracţie, mm	Înălţimea maximă a linie de difracţie, mm	Lăţimea liniei de difracţie		$\frac{d\varphi}{\beta}$	$\frac{\beta_0}{\beta}$	$\beta_{0\,rad}$	$\frac{b_0}{B_\theta}$	β_{rad}	$\frac{\beta}{\beta_\theta}$	$\frac{\beta_{220}}{\beta_{110}}$	$\frac{M_{12}}{m_{110}}{\beta_{110}}$	$\frac{N_{22}}{n_{220}}{\beta_{220}}$	m_{110} rad	n_{220} rad
			mm	rad											
110	1700	56	30,35	$6{,}61\ 10^{-3}$	0,17	0,97	$6{,}41\ 10^{-3}$	0,25	0,8	$28{,}2\ 10^{-3}$	5,45	0,3	$-1{,}78\ 10^{-3}-$		
220	1000	13	76,92	$33{,}52\ 10^{-3}$	0,2	0,5	$31{,}85\ 10^{-3}$	0,14	0,88	$5{,}15\ 10^{-3}$			$0{,}9-29{,}54\cdot10^{-3}$		

difractometru TUR M 61. Ca etalon a fost folosit fier tehnic pur şi recopt. Temperatura de recoacere este de 650°C, durata de încălzire este de o oră iar răcirea lentă.

Rezultatele cercetărilor experimentale sînt prezentate în figurile 1—3 şi tabelul 2.

Analiza prin microscopie electronică a arătat că substructura oţelurilor în stare călită este formată din martensită în şipci (fig. 1, *a*, *b*, *c*), şipcile de martensită au o substructură constituită din regiuni alunecate cu o mare densitate în dislocaţii, care foarte rar, conţin şi macle.

Deşi, imaginea de ansamblu şi detaliile pe şipcile de martensită arată că substructura este complet martensitică, iar analiza prin difracţie cu raze X nu a pus în evidenţă aus-

2 μm au indicat două aspecte care nu au fost identificate la aperturi de selecţie mai mari: despicarea difuză a spoturilor de difracţie electronică şi apariţia spoturilor satelit.

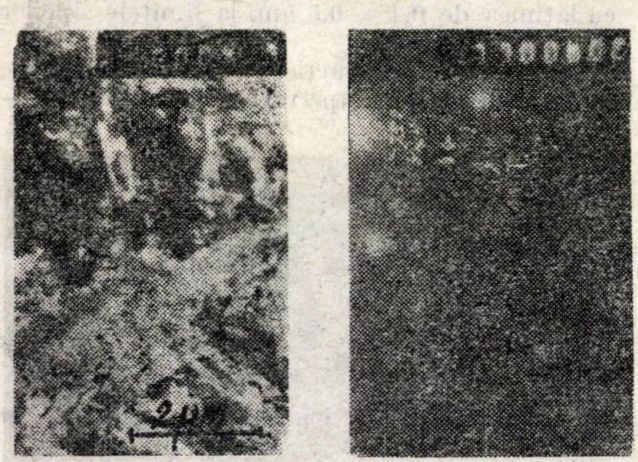
Despicarea difuză a spoturilor evidenţiată pe mai multe zone, atît în cazul oţelurilor de referinţă cît şi a noilor oţeluri, este însoţită de o distribuţie a intensităţii spoturilor pe direcţia [110], (fig. 3, *c*). Acest fenomen poate fi considerat ca fiind efectul formării clusterelor de atomi interstiţiali de carbon, care duc la durificarea martensitei.

Spoturile satelit au fost evidenţiate în difracţia electronică pe şipci de martensită decorate cu franje Moiré (fig. 3, *b*), apărînd sub

forma unor spoturi disperse simetric în jurul spoturilor fundamentale.

Imaginea de difracție electronică a fost obținută pentru situația în care direcția fasciculului de electroni a fost pusă în evidență [111], iar sateliții au apărut în direcția [110].

Franjele aproximativ paralele cu direcția [110] și [101] păstrează simetria spoturilor



a *b*

Fig. 2

sateliți. Acest fenomen a fost pus în evidență și de alți cercetători cu deosebirea că imaginile au fost obținute pentru direcția fascicolului 011 [010] ajungîndu-se la concluzia că este cazul unei martensite cu o structură modulată, caracteristică stării de revenire la temperaturi de 180°C [4].

În cazul de față se poate presupune că probele au suferit un tratament de autorevenire în timp, la temperatura camerei sau a avut loc un proces de revenire în timpul bombardamentului foliei în aparat cu fascicolul de electroni.

Analiza la microscopul electronic a evidențiat și existența unor precipitate în substructura martensitei, unele dintre ele fiind identificate prin difracție electronică. Astfel, s-au pus în evidență precipitate globulare de tip M_6C, posibil și carburi de crom (prezente atît în oțelurile de referință cît și în oțelurile studiate nemicroaliate și microaliate); precipitate poliedrice de tip MaC_b, posibil și Fe_2MoC (prezente în oțelul de referință 34 MoCrNi15 și în oțelurile cu 0,4%C, 0,4%Ni, 0,13%Mo ne și microaliate cu bor sau cu bor și titan); nitruri de fier de tipul $Fe_{16}N_2$ (atît în oțelurile de referință cît și în oțelurile nemicroaliate) și precipitate poliedrice foarte fine dispuse pe limitele șipcilor de martensită de tip M_2C, posibil și $(FeB)_2C$ (prezente în oțelurile microaliate cu bor și cu bor și titan). În mod asemănător s-a procedat și pentru celelalte oțeluri care au făcut obiectul analizei difractometrice, rezultatele obținute fiind date în tabelul 3, care conține pentru confruntare și valorile durității *HRC*.

Din datele prezentate rezultă că deși există diferențe însemnate în compoziția chimică între oțelurile de referință și oțelurile studiate, blocurile în mozaic, deformațiile de ordinul doi și densitățile în dislocații sînt pentru oțelurile aflate în această stare structurală, de același ordin de mărime. Astfel, din punctul de vedere al substructurii, scăderea conținutului în elementele de aliere (Cr și Ni) din aceste oțeluri nu exercită influențe mari. O concluzie asemă-

a

b

c

Fig. 3

nătoare se desprinde şi cu privire la influenţa microalierii asupra substructurii (mărimea blocurilor în mozaic, deformaţiilor de ordinul doi şi densitatea în dislocaţii a oţelurilor microaliate diferă relativ puţin de cele ale oţelurilor nemicroaliate). O influenţă sensibilă manifestă microalierea asupra comportării la revenire a oţelurilor călite : martensita oţelurilor microaliate este mai stabilă la încălzire decît martensita acelorași oţeluri nemicroaliate. Astfel, dacă se compară variaţia cu temperatura elementelor de substructură ale oţelurilor nemicroaliate cu cele pentru oţelurile microaliate şi de referinţă, se constată că blocurile în mozaic cresc mai lent în cazul oţelurilor microaliate, analog cu cele de referinţă, iar deformaţiile de ordinul doi scad mai lent. Micşorarea bruscă a deformaţiilor de ordinul doi în zona temperaturilor de 500—650°C în cazul oţelurilor nemicroaliate este determinată, după cum s-a văzut la microscopie optică şi electronică, de intensificarea proceselor de coalescenţă a carburilor în aceste oţeluri. Din contră, variaţia lentă a acestor deformaţii în intervalul 500—650°C, în cazul oţelurilor microaliate cu bor sau cu bor şi titan şi a oţelurilor de referinţă (41CrNi12 şi 34MoCr Ni15) indică stabilitatea mai mare la revenire a acestor oţeluri.

Rezultatele analizei difractometrice constituie o dovadă cantitativă a analizei microscopice cu electroni de transmisie, referitoare la desfăşurarea proceselor de revenire, în funcţie de compoziţia oţelurilor şi permit să se afirme că influenţa pozitivă a microalierii cu bor sau cu bor şi titan asupra proprietăţilor de rezistenţă mecanică a acestor oţeluri nu este cauzată exclusiv de creşterea călibilităţii, ci în parte şi datorită creşterii stabilităţii la revenire.

REVISTA REVISTELOR

Koks i himiia, U.R.S.S., nr. 4, 1987

Compactarea încărcăturii de cărbune şi perspectivele utilizării acesteia în U.R.S.S., p. 5 — Formarea raţională a şarjelor de cocsificare în producţia cocsochimică, p. 9 — Studierea caracteristicilor structurale ale cărbunilor şi precizarea apartenenţei benzilor spectrelor infraroşii la fragmentele absorbante, p. 11 — Rezistenţa zidăriei pereţilor spaţiilor de încălzire de la bateriile de cocsificare, p. 14 — Măsurarea regimurilor hidraulic şi de temperatură în zona recirculării camerei instalaţiei de stingere uscată a cocsului, p. 21 — Modificarea structurii şi proprietăţilor cocsului şi cocsului brichete în furnal, p. 24 — Experienţa exploatării instalaţiilor cu circuit închis de apă la răcirea finală a gazelor, p. 33 — Studierea interacţiunilor intermoleculare din smoală şi din fracţiile sale la dizolvarea şi topirea acesteia prin procedeul de spectroscopie EPR, p. 35 — Cinetica oxidării ionilor de cianură cu ozon în mediu bazic, p. 40 — Asigurarea necesităţilor şantierului de construcţii cu resurse energetice, p. 42 — Întocmirea criteriilor generalizate pentru călirea cocsului, p. 46 — Studierea poluării atmosferei şi apei la încărcarea şarjei pregătite termic, p. 48 — Epurarea apelor reziduale de uleiuri, prin procedeul de fotofloculare, p. 50 — Încălzirea la frecvenţă înaltă a cărbunelui mărunţit, p. 59 — Un nou indicator de estimare a rezistenţei cocsului, p. 60 — Utilizarea deşeurilor de gudroane, p. 61.

Koks i himiia U.R.S.S., nr. 5, 1987

Determinarea compoziţiei fracţiometrice a cărbunilor după conţinutul de cenuşă, p. 7 — Gradul raţional de mărunţire a cărbunelui de gaz — component al încărcăturii pentru cocsificare, p. 8 — Cocsificări experimental-industriale ale şarjelor slab aglutinante brichetate fără liant, p. 10 — Funcţionarea bateriilor de cocsificare în seriile 4—2, p. 13 — Necesitatea măririi conicităţii camerei de cuptor, p. 15 — Prelucrarea mecanică a cocsului la uzinele cocsochimice din Bagleisk şi Dneprodzerjinsk, p. 16 — Formarea cocsului în procedeul în strat, p. 19 — Modificarea compoziţiei elementare şi a structurii moleculare a compoziţiei de cocs-smoală în procesul măruntirii acestuia, p. 21 — Problema determinării separate a izomerilor de xilen, p. 24 — Aplicarea teoriei informaţiei la chimia gudronului de huilă şi corelaţia proprietăţilor fizicochimice ale compuşilor cu volumul de informaţii al moleculelor lor, p. 26 — Încercări experimental-industriale de curăţare a gudronului de huilă cu adaos de AzNII, p. 29 — Studierea fracţiei α_1 de gudron de huilă prin procedeul de microscopie optică, p. 32 — Utilizarea scurgerii apelor pluviale, din topirea zăpezii şi a celor convenţional pure, p. 34 — Eficienţa instalaţiei cu contact direct în echicurent la scruberele de defenolizare, p. 36 — Mecanizarea şi automatizarea proceselor tehnologice. Creşterea siguranţei în funcţionarea utilajelor cocsochimice, p. 39 — Problemele pregătirii cadrelor inginereşti în etapa actuală de dezvoltare a industriei cocsochimice, p. 42 — Îmbunătăţirea calităţii smoalei în secţiile de captare, p. 47 — Aplicarea aparaturii cu pulsaţii în procesele de epurare de fenol a apelor reziduale, p. 49 —

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 10, 1987

Noua instalaţie de recoacere continuă a tablei subţiri la firma Hoesch Stahl AG, p. 451 — Simularea comportării elastice a cilindrilor, p. 461 — Consideraţii privind lubrifianţii utilizaţi la trefilarea barelor şi sîrmei, p. 465 — Oţel cu granulaţie fină cu deformabilitate la rece din bandă lată la cald deformată termomecanic cu limită minimă de curgere de 690 N/mm², p. 473— Influenţa coroziunii atmosferice asupra rezistenţei la oboseală a oţelurilor de construcţie rezistente la intemperii, p.479 —Tehnica de reacţie a asimilării azotului la insuflarea în topiturile de Fe—Cr—Ni—Mo, p. 493.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 11, 1987

Protecţia mediului înconjurător în industria siderurgică-stadiul de dezvoltare-exigenţe — limite, p. 507 —Noua baterie de cocsificare a firmei Mannesmannrohrenwerke AG, p. 515— Construirea şi funcţionarea unui furnal de dimensiune mare, p. 525 — Automatizarea circuitului apei de proces, al unui laminor de bandă lată la cald, p. 533 — Sonde de oxigen cu măsurarea continuă, pentru topiturile de oţel, p. 537 — Metode şi probleme ale analiticii — PCB (bifenil policlorurat), p. 543.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 12, 1987

Curbarea automată a elementelor complicate din tablă, p. 561 — Utilizarea instalaţiilor automate de debavurare a tablei, p. 566 — Prelucrarea imaginii la controlul elementelor din tablă, p. 569 — Realizarea economică a calităţii, p. 573 — Efectul hidrogenului asupra formării de fisuri în oţeluri, p. 577— Influenţa hidrogenului asupra, proprietăţilor oţelurilor nealiate şi slab aliate, p. 585 — Controlul nedistructiv al materialelor, în cadrul exploatării p. 595.

Metode de creştere a ponderii fierului vechi în încărcătura convertizoarelor cu oxigen de tip LD

Ing. I. Butnariu, ing. E. Berceanu
Institutul politehnic — Bucureşti
ing. C. T. Mustaţă
IPROMET — Bucureşti
şi ing. Al. Ivănescu
Universitatea din Galaţi

CZ : 621.745.44

În prezent, pe plan mondial circa 40% din cantitatea totală de oţel se produce utilizîndu-se ca materie primă, printre altele, fierul vechi. Acesta, spre deosebire de fontă, se încarcă în agregatul de elaborare direct, fără a necesita pregătiri deosebite şi cheltuieli suplimentare.

Transformarea oţelăriilor Martin în oţelării cu convertizoare, mai rentabile din punct de vedere economic, dar care utilizează sub 30% fier vechi în încărcătură, va duce la crearea unui excedent de fier vechi a cărui utilizare ar necesita construirea de noi oţelării electrice.

De asemenea, creşterea necesarului de fontă lichidă cu care trebuie alimentate oţelăriile cu convertizoare duce la necesitatea construirii de noi capacităţi de elaborare a fontei. Deoarece acese soluţii sînt costisitoare, pentru reducerea dependenţei producţiei de oţel de convertizor de fonta lichidă, s-au efectuat numeroase studii şi încercări de mărire a cotei de fier vechi în încărcătura convertizoarelor cu oxigen.

După cum se ştie, componentul principal al încărcăturii metalice a convertizoarelor îl constituie fonta lichidă. Datorită efectului termic al oxidării elementelor chimice din fontă, în timpul procesului de elaborare, se produce un surplus de căldură care duce la supraîncălzirea băii metalice. Din acest motiv se va răci baia cu fier vechi, sau cu alte materiale de răcire în proporţii care variază în cazul procedeului LD de la 20 la 28%.

Lucrarea completează tema prezentată în articolele [10], [11] şi îşi propune să analizeze posibilităţile de creştere a proporţiei fierului vechi în încărcătura convertizoarelor şi influenţa diferiţilor parametri tehnici şi tehnologici asupra consumului specific de fontă lichidă. Se prezintă stadiul cercetărilor pe plan mondial precum şi o serie de rezultate obţinute de autori în cadrul unui studiu efectuat la unul din convertizoarele de la C.S.G.

Dintre numeroasele metode de creştere a proporţiei fierului vechi în încărcătura metalică a convertizorului, întîlnite în literatura de specialitate, se vor analiza numai cele care au fost aplicate la scară industrială : supraîncălzirea fontei lichide; creşterea calităţii fontei prin mărirea conţinutului de siliciu şi de fosfor din compoziţia sa chimică; injectarea în spaţiul de lucru sau în baia metalică a unor combustibili suplimentari generatori de căldură; preîncălzirea fierului vechi; arderea unui procent mai ridicat de CO în spaţiul de lucru al agregatului.

Supraîncălzirea fontei lichide. Pentru realizarea practică a acestei metode, mai multe firme, cum sînt Energy and Materials Conservation Corporation şi Ajax Magnethermic Ltd., au dezvoltat un procedeu de supraîncălzire a fontei lichide cu ajutorul energiei electrice, în melanjoare prevăzute cu inductoare cu canal.

La supraîncălzirea cu 225°C a fontei lichide, cota de fier vechi în încărcătura convertizorului LD creşte de la 25%, în cazul clasic, la 32% pentru o fontă cu 0,70% şi ajunge la 36% pentru fontă cu 1,50% Si (tab. 1).

Procedeul de supraîncălzire a fontei lichide, spre deosebire de alte mijloace aplicate pentru mărirea cotei de fier vechi în încărcătură, are avantajul că nu afectează durata de elaborare şi deci productivitatea convertizoarelor.

Creşterea calităţii fontei prin modificarea compoziţiei sale chimice. Din bilanţurile termice ale şarjelor elaborate în convertizoare cu oxigen se observă că aproximativ 50% din cantitatea de căldură necesară desfăşurării procesului este consecinţa reacţiilor cu caracter exoterm, de oxidare a elementelor chimice din fonta lichidă. Modificarea compoziţiei chimice a fontei are drept scop creşterea cantităţii de căldură care se realizează prin mărirea procentului de siliciu şi de fosfor în compoziţia sa chimică.

Căldura generată în proces de un procent de 0,10% Si în fonta lichidă poate, teoretic, să topească şi să aducă la 1 610°C o cantitate de 22 kg fier vechi pe tona de încărcătură.

Astfel, cota de fier vechi în încărcătură a atins valori de 32% prin mărirea procentului de siliciu din fonta lichidă, de la 0,70 la 1,50% [2].

Creşterea conţinutului de siliciu în fontă se poate realiza pe două căi : în furnal şi în oala de turnare.

Producerea fontei cu siliciu relativ ridicat în furnal duce la o scădere a productivităţii cu 8,0% şi la o creştere a consumului de cocs cu 45 kg/t pentru o mărire de 0,8% a siliciului [3].

Creşterea conţinutului de siliciu în oala de turnare se realizează prin adăugare de ferosiliciu pe fundul oalei înainte de încărcarea fontei.

Tabelul 1

Denumirea	Unitatea de măsură	Fonta lichidă			
		[Si] = 0,70 %		[Si] = 1,50 %	
Temperatura fontei lichide	°C	1325	1550	1325	1550
Încărcătura convertizorului :					
— fontă lichidă	kg/t	829,5	747,6	771,1	699,9
— fontă solidă	kg/t	20,0	20,0	20,0	20,0
— fier vechi	kg/t	280,9	355,3	341,7	405,7
TOTAL	kg/t	1130,4	1133,9	1132,9	1125,6
Gradul de răcire *	t/t	0,3507	0,4886	0,4562	0,5941
Consumul de energie					
	kwh/t fontă lichidă	—	63,0	—	63,0
	kwh/t oţel	—	47,1	—	44,1

* Gradul de răcire = $\frac{\text{Cantitatea de fier vechi (kg/t)} + 0{,}5 \text{ cantitatea de fontă solidă (kg/t)}}{\text{Cantitatea de fontă lichidă (kg/t)}}$

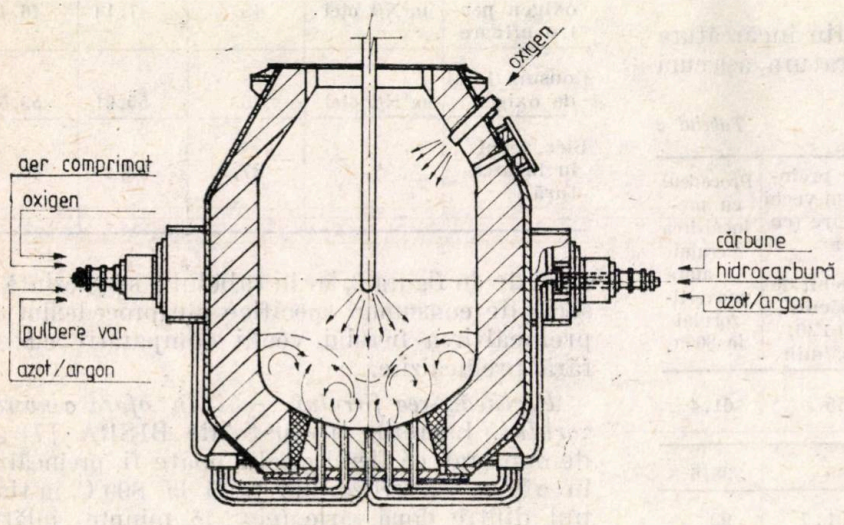


Fig. 1. Convertizorul pentru elaborarea oţelului utilizîndu-se procedeul KMS

Aceasta are repercursiuni directe asupra producţiei de oţel, asupra consumului de materii prime şi asupra costului de producţie al fontei şi al oţelului.

Injectarea în spaţiul de lcru al agregatului sau în baia metalică a unor combustibili suplimentari generatori de căldură. În acest sens s-au făcut cercetări asupra încărcării în convertizor a carburii de siliciu şi asupra insuflării, prin duze montate în fundul convertizorului, a prafului de cocs sau a cărbunelui.

Efectul termic al carburii de siliciu (ţinînd seamă că pentru topirea unui kg de fier vechi sînt necesare, teoretic, 350 kcal) permite creşterea cotei de fier vechi cu 12,5 kg pentru fiecare 1,0 kg SiC încărcat. Astfel, pentru un convertizor de 175 t [4], ţinîndu-se seamă şi de diminuarea cotei de efect termic al reacţiilor exoterme prin micşorarea cantităţii de fontă, la care s-a utilizat 1,0 t SiC în încărcătură, proporţia de fier vechi a crescut cu 11,4 t, adică 38 % faţă de 31,8 % în cazul clasic.

Utilizarea acestei metode a permis creşterea proporţiei fierului vechi pînă la 40—50 % la şarjele experimentate, dar cu efecte negative pronunţate asupra uzurii căptuşelii refractare, a duratei şarjei şi a costului de producţie.

În figura 1 se prezintă schematic procedeul KMS pus la punct de firma Klöckner — Maxhütte — Stahlherstellung, caracterizat printr-o insuflare combinată a oxigenului prin lance şi duze montate pe fundul convertizorului.

Prin aceste duze, pe lîngă fluidele energetice necesare procesului, se injectează şi praf de cocs sau cărbune. Cu 1,0 % Si în fontă, 55 kg cărbune injectat şi 90 Nm^3 oxigen/t oţel, se pot atinge valori de 50 % fier vechi în încărcătură [5].

Preîncălzirea fierului vechi. Preîncălzirea fierului vechi se poate realiza în convertizor cu ajutorul unor arzătoare oxicombustibil sau în afara convertizorului utilizînd arzătoare sau entalpia fizică și chimică a gazelor de convertizor.

Preîncălzirea fierului vechi în convertizor. În cazul clasic, fără preîncălzirea fierului vechi, la Combinatul metalurgic Karaganda (U.R.S.S.) încărcătura metalică a convertizorului a fost compusă din 72% fontă lichidă și 28% fier vechi [6].

Utilizînd fier vechi preîncălzit în convertizor, proporția acestuia în încărcătură a crescut de la 28 la 36% în condițiile folosirii unui arzător toroidal, oxigen—păcură (debitul de păcură: 0,063 m³/min; puterea calorică a păcurii: 9500 kcal/kg; randamentul transferului de căldură: 50%).

Timpul de preîncălzire a variat între 5 și 8 minute.

Efectul preîncălzirii fierului vechi în afara convertizorului folosind arzătoare oxicombustibil este prezentat în tabelul 2.

Cota de fier vechi preîncălzit din încărcătura metalică variază odată cu temperatura, așa cum

Tabelul 2

Denumirea	Unitatea de măsură	Procedeul fără preîncălzirea fierului vechi	Procedeul cu preîncălzirea fierului vechi în convertizoare (cu arzător)		Procedeul cu preîncălzirea fierului în afara convertizorului la 800°C
			Debit de păcură, 0,063, m³/min	Debit de păcură, 0,126, m³/min	
Fontă lichidă	%	72,0	68,43	65	61,4
Fier vechi	%	28,0	31,57	35	38,6
Scoatere	%	90,9	91,2	91,7	92
Randament termic	%	—	50	50	40

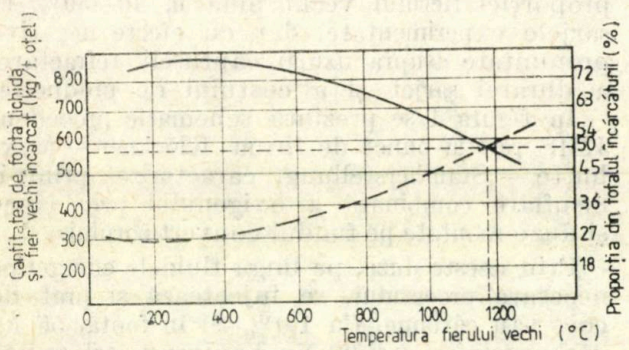


Fig. 2. Variația cu temperatura a cotei de fier vechi din încărcătura convertizorului:
——— fontă lichidă; ------ fier vechi

Tabelul 3

Denumirea	Unitatea de măsură	Procedeul fără preîncălzirea fierului vechi [2]	Preîncălzirea fierului vechi	
			SIDMAR (13)	MANESSEN (14)
Durata medie a căptușelii	număr de șarje	340	371	680
Consum de refractare	kg/t oțel	6,0	4,5	12,0
Consum mediu de combustibil:				
— gaz natural	m³N/t oțel	—	9,53	—
— păcură	hg/t oțel	—	—	34,3
Consum de oxigen pentru preîncălzire	m³N/t oțel	—	14,77	7,08
Consum de oxigen pentru afinare	m³N/t oțel	45	41,14	46,44
Consum total de oxigen	m³N/t oțel	45	55,91	53,52
Fier vechi în încărcătură	%	27,5	32,4	40

se vede în figura 2, iar în tabelul 3 se prezintă o serie de consumuri specifice ale procedeului cu preîncălzirea fierului vechi comparativ cu cel fără preîncălzire.

Preîncălzirea fierului vechi în afara convertizorului. Lucrările efectuate de BISRA [7] au demonstrat că fierul vechi poate fi preîncălzit în afara convertizorului pînă la 800°C, în timpul dintre două șarje (cca 45 minute) înlăturîndu-se dezavantajul măririi duratei șarjei, cum este în cazul preîncălzirii în convertizor. Aceasta se realizează în instalații speciale prevăzute cu arzătoare oxicombustibil, folosindu-se căldura fizică și chimică a gazelor de convertizor. În această ultimă variantă s-a injectat în instalația de preîncălzire, pe lîngă oxigenul necesar arderii CO la CO_2, și un alt combustibil de îmbogățire. Din tabelul 2 se observă că proporția fierului vechi este cu aproximativ 10,6% mai mare decît în cazul clasic.

Postcombustia CO la CO_2 în spațiul de lucru al agregatului. Arderea oxidului de carbon în spațiul de lucru al convertizorului are loc cu degajarea unei cantități de căldură care în proporție de 90% este transferată încărcăturii [15]. Aceasta dă posibilitatea creșterii cotei fierului vechi în încărcătură în proporție de aproximativ 3—4%.

Schema tehnologică a procedeului de ardere a CO în spațiul de lucru este prezentată în figura 3, caracterizîndu-se prin utilizarea unei lănci cu dublu flux al oxigenului sau prin montarea în partea conică a convertizorului a unor

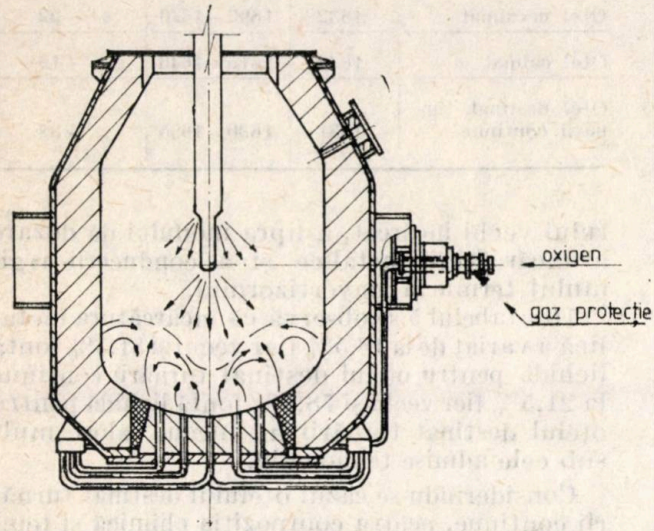


Fig. 3. Convertizorul pentru elaborarea oțelului utilizîndu-se procedeul LD-OB

Tabelul 4

Denumirea	Unitatea de măsură	Procedeul LD	Procedeul cu post-combustia CO
Fontă lichidă	kg/t oțel	795	740
Fier vechi	kg/t oțel	310	335
Proporția de fier vechi (raportată la încărcătura totală)	%	28	31

duze tip arzător. Realizarea unei arderi suplimentare a CO este posibilă și la convertizoarele cu insuflare mixtă, folosind lancea pentru postcombustie, iar duzele montate în vatră, pentru insuflarea oxigenului necesar afinării (procedeul LD—OB).

Rezultatele obținute în urma experimentărilor efectuate pe un convertizor cu insuflare mixtă sînt prezentate în tabelul 4, comparativ cu cele ale unui convertizor LD clasic [5].

Încercările preliminare făcute de USINOR și ARBED folosind o lance de construcție specială au permis, în exploatarea convertizorului de 150 t din Esch—Belval (Luxemburg), creșterea fierului vechi în încărcătură cu 90 kg/t oțel, fără influențe negative asupra durabilității căptușelii sau asupra altor factori economici ai elaborării [8].

Durabilitatea ridicată a zidăriei în cazul procedeului LBE (și în general al procedeelor cu insuflare mixtă) se explică prin faptul că zgura are un conținut mult mai mic de FeO decît în cazul clasic.

Concluzii asupra datelor din literatura de specialitate. Dintre procedeele utilizate în scopul măririi cotei de fier vechi în încărcătura convertizorului, reține atenția în primul rînd metoda de preîncălzire a fierului vechi în convertizor, datorită faptului că nu necesită investiții noi, spații de lucru suplimentare și poate fi pusă în aplicare într-un timp relativ scurt.

Pentru obținerea rezultatului scontat, se impune stabilirea unui raport optim combustibil — oxigen, și înălțimea arzător — șarjă astfel încît să se realizeze un transfer de căldură maxim.

De asemenea, durata preîncălzirii va fi astfel aleasă încît avantajele obținute să nu fie anulate de scăderea productivității convertizorului ca urmare a creșterii duratei șarjei.

Preîncălzirea fierului vechi în afara convertizorului necesită instalații și spații de lucru suplimentare, iar la preîncălziri care depășesc 500°C sînt necesare utilaje de transport complicate, care să asigure o bună izolație termică pînă la încărcarea în convertizor.

Centralizînd rezultatele obținute prin practicarea preîncălzirii fierului vechi, rezultă că față de procedeul clasic se obține o creștere a ponderii acestuia în încărcătură cu 3,5—7,0% la utilizarea arzătoarelor oxicombustibil în convertizor și cu 10,6% la preîncălzirea în afara convertizorului.

Utilizarea modificării compoziției chimice a fontei și a încărcării în convertizor a carburii de siliciu în vederea creșterii proporției fierului vechi, are o aplicabilitate redusă datorită unor dezavantaje cum sînt : consumurile mari de cocs la furnal, de FeSi în oala de turnare, uzura mai rapidă a căptușelii refractare și în special costul de producție ridicat și dificultățile de aprovizionare.

Trebuie evidențiat faptul că tot mai multe oțelării Martin sau cu convertizoare cu oxigen sînt transformate în oțelării cu convertizoare cu insuflare mixtă.

Combinarea suflării prin vatră cu suflarea pe sus, pentru preîncălzirea fierului sau completarea combustiei oxidului de carbon, poate permite realizarea unor creșteri importante ale cotei de fier vechi, atingînd valori de pînă la 75% [9].

Posibilități de creștere a cotei de fier vechi în încărcătura convertizorului LD în condițiile Combinatului siderurgic—Galați. Analiza modului și a posibilităților de creștere a cotei de material metalic solid, în încărcătura convertizoarelor, în condițiile Combinatului siderurgic—Galați, s-a făcut pe trei categorii de oțel, și anume : pe oțel necalmat destinat turnării în lingou, pe oțel calmat destinat turnării în lingou și pe oțel calmat și slab aliat destinat turnării continue.

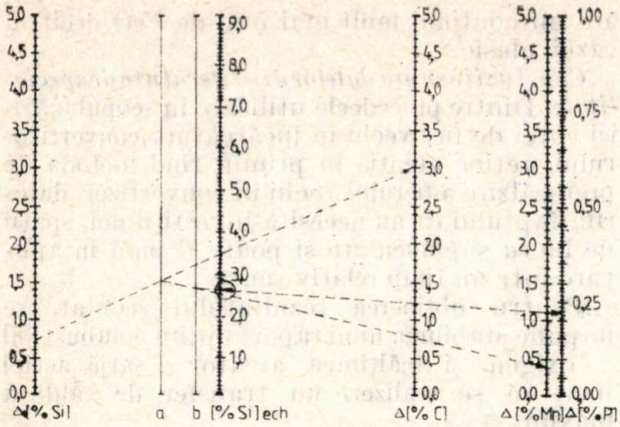


Fig. 4. Nomogramă pentru determinarea calității fontei pe baza siliciului echivalent

Tabelul 5

Sortimentul de oțel	Unitatea de măsură	Proporția din încărcătura metalică	
		Fontă lichidă, valori medii	Fier vechi, valori medii
Oțel necalmat	%	78,5	21.5
Oțel calmat	%	79,0	21,0
Oțel destinat turnării continue	%	81,5	18,5

Studiul s-a realizat utilizindu-se analiza statistică cu un volum de selecție de 300 șarje, cite o sută pentru fiecare categorie de oțel. S-a avut în vedere influența unor parametri cum ar fi: temperatura la oprirea suflării, consumul specific de var, temperatura fontei lichide și a fierului vechi încărcat, asupra modului de dozare a încărcăturii metalice și a conducerii regimului termic al convertizorului.

Tabelul 6

Sortimentul de oțel	Temperatura la oprirea suflării, °C		
	media realizată	media prescrisă	ΔT mediu
Oțel necalmat	1632	1600–1620	+22
Oțel calmat	1644	1615–1640	+16
Oțel destinat turnării continue	1681	1630–1655	+38

Din tabelul 5 se observă că încărcătura metalică a variat de la 18,5% fier vechi și 81,5% fontă lichidă pentru oțelul destinat turnării continue la 21,5% fier vechi și 78,5% fontă lichidă pentru oțelul destinat turnării în lingou, valori mult sub cele admise tehnologic.

Considerindu-se cazul oțelului destinat turnării continue, pentru compoziția chimică și temperatura fontei lichide, pentru cantitățile și calitatea materialelor utilizate în cadrul Combinatului siderurgic–Galați, cota de fier vechi de 18,5% rezultată din bilanțul termic al unei șarje tipic reprezentativă mersului actual al oțelăriei este cu circa 5–8% sub limita tehnologică posibilă fără pregătirea materialelor sau utilizarea unor instalații suplimentare.

Influența compoziției chimice a fontei lichide poate fi determinată utilizînd nomograme de tipul celor din figura 4 [10].

În histograma din figura 5 se observă că în cca 81% din cazuri s-a mers cu o proporție mai mare de fontă lichidă în încărcătură, ceea ce

Tabelul 7

Denumirea		Unitatea de măsură	Cazul real	Utilizarea unei cantități normale de var	Încadrarea în instrucțiunile tehnologice
Compoziția varului	CaO	%		81	91,5
	Pc	%	15	15	5,5
Temperatura oțelului la oprirea suflării		°C	1680	1680	1650
Cantitatea de fier vechi în încărcătură		kg/t oțel	200	240	261,6
Cantitatea de fontă lichidă în încărcătură		kg/t oțel	893,8	849,1	825,0
Cota de fier vechi în încărcătură			18,3	22,0	24,08
Cota de fontă lichidă în încărcătură		%	81,7	78,0	75,32
Scoaterea de metal		%	91,42	91,81	92,01
Bazicitatea zgurei			5,6	3,0	3,0

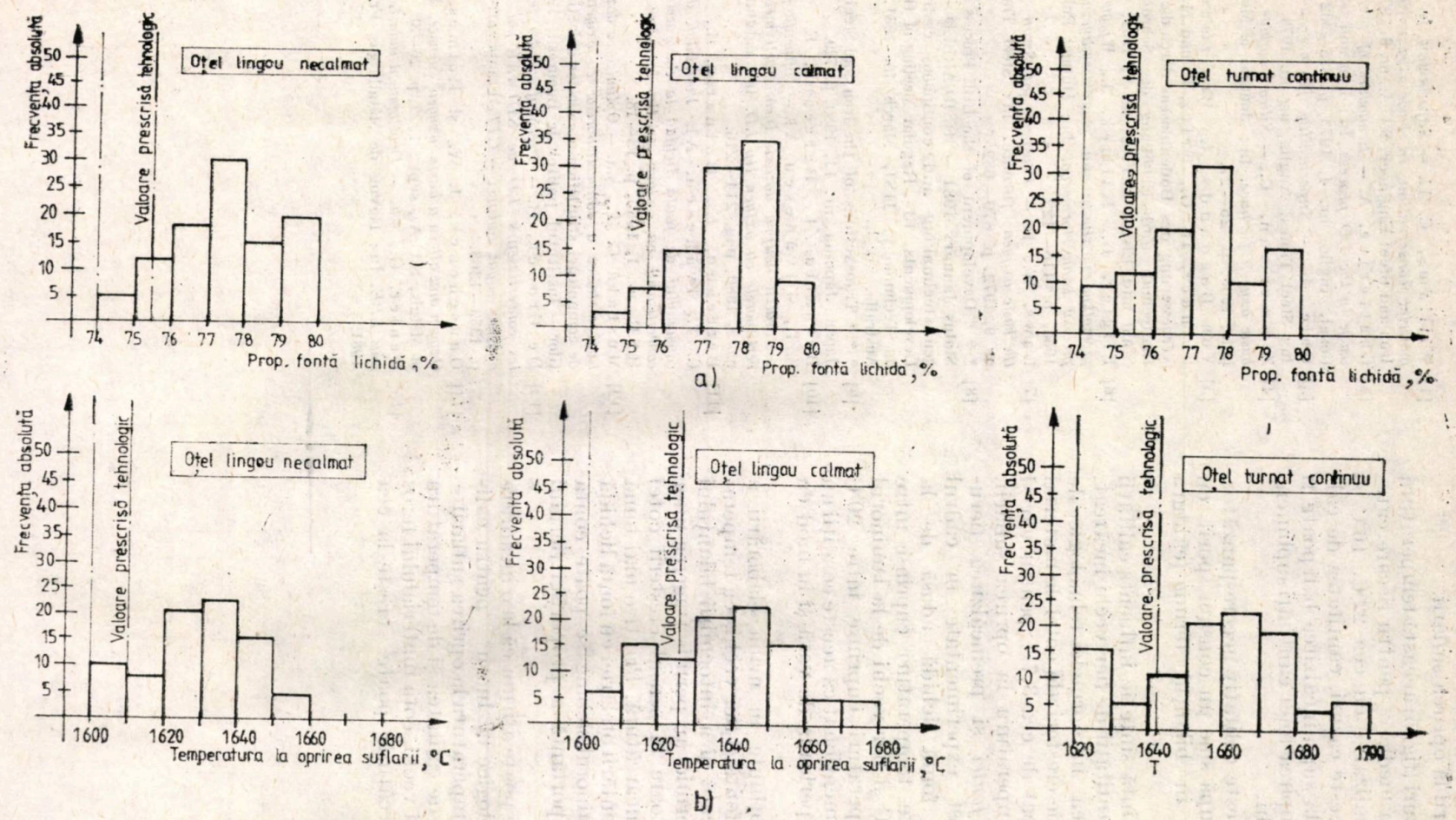


Fig. 5. Histograma frecvențelor absolute :
a — pentru proporția de fontă lichidă ; *b* — pentru temperatura la oprirea suflării

a dus, după cum se vede în tabelul 6, la o creștere a temperaturii la oprirea suflării.

În 84% din cazuri (fig. 5) această temperatură a fost depășită în medie — pentru fiecare categorie de oțel analizat — cu cca 22°C, 16°C și 38°C. În toate aceste cazuri, cantitatea de căldură care a dus la supraîncălzirea băii poate fi folosită pentru topirea unei cantități suplimentare de fier vechi.

Varul utilizat este calitativ necorespunzător, ceea ce atrage după sine un consum sporit, cu efecte negative în bilanțul termic (căldura utilă).

Tabelul 7 prezintă sintetic influența calității varului asupra cantității de fier vechi încărcat.

Prin încadrarea în normele tehnologice de lucru se pot obține creșteri ale cotei de material feros solid încărcat de cca 3,7% pentru var și 5,6% pentru temperatura la oprirea suflării. *Supraîncălzirea fontei* și preîncălzirea fierului vechi au fost experimentate în cadrul C.S.G. folosind fontă lichidă adusă de la furnal la diferite temperaturi cuprinse între 1 250°C și 1 380°C și fier vechi de la laminorul slebing cu temperaturi cuprinse între 20°C și 500°C. Trebuie menționat că aceste condiții au fost întrunite în perioada de vară și în mod cu totul întîmplător.

Rezultatele obținute în urma elaborării a peste 20 șarje cu fontă și fier vechi, cu temperatură relativ ridicată și a întocmirii bilanțului de materiale și termic au permis tragerea unor concluzii edificatoare în sensul creșterii cotei de fier vechi în încărcătură. Printr-o mai bună organizare a alimentării oțelăriei cu fontă lichidă și șutaje de la laminorul slebing se poate conta pe o creștere importantă a proporției fierului vechi.

În concluzie, se poate afirma că la o încadrare în normele tehnologice de lucru — pentru calitatea varului și temperatura la oprirea suflării — ținîndu-se seamă de calitatea și de temperatura fontei și a fierului vechi, cota materialului feros solid din încărcătură poate crește la cca 28—30%.

BIBLIOGRAFIE

[1] Williams, C. H. — *Superheating for energy and material conservation in basic oxygen steelmaking.* In: Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 6, 1977, p. 54—56.

[2] Chatterjee, A. — *Economics of preheating scrap usage in the LD process.* In: Iron and Steel International, Anglia, nr. 4, 1973, p. 325—332.

[3] Gale, K., — *Superheating for oxygen steelmaking.* In: Steel Times, Anglia, nr. 10, 1978, p. 853—859.

[4] Zimmerman, C., — *Silicon carbide use in the basic oxygen furnace.* In: Journal of Metals, S.U.A., iulie, 1968, p. 25—27.

[5] Von Bogdandy, L., Brotzman, K., Faßbinder, H. G., Fritz, E. und Höfer, F, — Verbesserung des Bodenblasens durch die kombinierte Blastechnik und Erhöhung des Schrottsatzes. In: Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 7, 1982, p. 341—346.

[6] Fligier, G., Klimek, J., *Wpływ temperatury początkowej złomu na charakterystyczne parametry procesu konwertorowego.* In: Hutnic, Polonia, nr. 3, 1980, p. 118—122.

[7] Laws, W., R. — *Prospects for Scrap preheting for the basic oxygen furnace.* In: Steel Times, Anglia, nr. 9, 1972, p. 679—682.

[8] * * * Development of the LBE Process in Europea: Status January 1981 — IRSID/ARBED — Basic oxygen steelmaking and continuous casting: Recent Developments, 13 Regular Meeting of the Commitee on Technology, IISI, March 10, 1981, Melbourne Australia.

[9] * * * Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 11, 1980, p. 729.

[10] Butnariu, I., Berceanu, E., Mustață, C. T., și Ivănescu, Al. — *Influența fierului vechi preîncălzit asupra dozării încărcăturii metalice la convertizoarele cu oxigen tip LD.* In: Metalurgia, R.S.R. nr. 5, 1986, pag. 214—216.

[11] Berceanu, E., Butnariu, I., Mustață, C. T., Ivănescu, Al. *Posibilități de reducere a consumului de fontă lichidă la elaborarea oțelului în convertizorul cu oxigen de tip LD.* In: Metalurgia, R.S.R., nr. 1, 1985, p. 13—18.

[12] Mustață C. T., ș.a. — *Optimizarea dozării încărcăturii metalice a convertizoarelor cu oxigen* — Sesiunea de comunicări științifice a cadrelor didactice și studenților — Institutul politehnic București, 1986.

[13] De Croock, R. — *Préchauffage des ferrailles dans les convertisseurs LD de SIDMAR par un brûleur à oxygène — gaz naturel — CIT,* Franța, nr. 7—8, 1978, p. 1359—1368.

[14] Onuschenck, J. W. și Holmes, R. L. W. — *Oxygen and oil in a basic oxygen furnace.* In: Journal of Metals, S.U.A., sept., 1972, p. 26—36.

[15] Denier, G., ș.a. — *Development industrial du processus LBE.* In: Revue de Métallurgie, Franța, nr. 3, 1981.

Prof. dr. ing. I. Dragomir,
dr. ing. E. Rusu
Institutul politehnic — București
ing. E. Berlo, ing. V. Ursu, fiz. I. Suciu,
ing. Gh. Iorga, ing. Mihaela Teacă
și ing. Drăgan Monica
ICEM — București

Conductibilitatea electrică a unor zgure utilizate la retopirea electrică sub zgură

CZ : 669.054.11

Zgura utilizată în procedeul retopirii electrice sub zgură (REZ) trebuie să aibă o anumită compoziție chimică pentru a-i asigura atît proprietățile electrice cît și cele fizico-chimice.

La retopirea electrică sub zgură, cunoașterea caracteristicilor electrice ale zgurei prezintă o importanță deosebită, întrucît aceasta este bună conducătoare de electricitate și se comportă ca o rezistență ohmică la trecerea curentului electric.

În afară de aceasta, în ultima vreme se manifestă un interes din ce în ce mai mare pentru studiul proprietăților electrice ale topiturilor în vederea utilizării lor în diferite scheme de control și automatizare a proceselor metalurgice.

Pe baza lucrărilor de colaborare dintre Catedra de siderurgie a Facultății de metalurgie — (I.P.B.) și Laboratorul de oțelărie din ICEM a fost studiată conductibilitatea electrică a unor zgure de tip ANF utilizate în prezent la REZ, precum și a unor zgure oxidice care pot fi luate în considerare pentru a fi folosite în același scop.

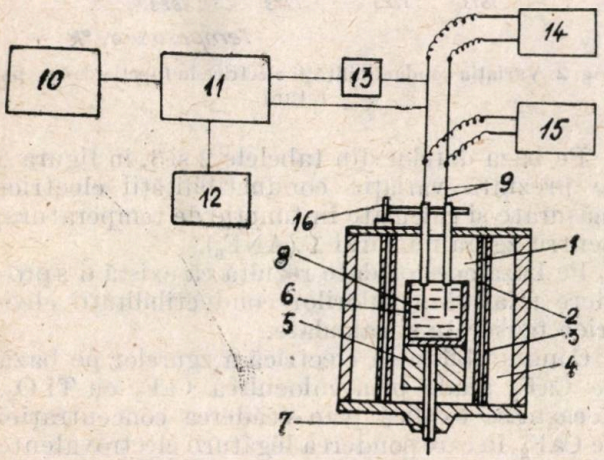


Fig. 1. Schema instalației pentru determinarea conductibilității electrice:
1 — cuptor Tamman; *2* — rezistență de grafit; *3* — ecran de grafit; *4* — strat izolator pulverulent; *5* — suport de alumină; *6* — creuzet de grafit; *7* — termocuplu Pt — PtRh18; *8* — topitură de zgură; *9* — electrozi din wolfram; *10* — generator de frecvență EO501; *11* — amplificator de curent alternativ; *12* — sursă de alimentare cu curent continuu 0—24 V/0,8A; *13* — miliampermetru de curent alternativ; *14* — milivoltmetru de curent alternativ EO402; *15* — osciloscop E104; *16* — dispozitiv de măsurare a adîncimii de imersie a electrozilor

Determinările au fost efectuate la o instalație din Laboratorul de teoria proceselor siderurgice al Catedrei de siderurgie, a cărei schemă este arătată în figura 1. Instalația este alcătuită din agregatul de topire, celula de măsurare și aparatele de reglare și măsurare a tensiunii și a intensității curentului.

Pentru determinarea electroconductibilității s-a adoptat tipul de celulă electrod-electrod, iar măsurarea s-a făcut cu ajutorul metodei voltmetru—ampermetru.

Celula de măsurare este alcătuită din doi electrozi de wolfram cu diametrul de 2 mm, care sînt introduși în interiorul unor tuburi de alumină, pentru protejarea lor împotriva oxidării. Ansamblul celor doi electrozi este fixat într-un dispozitiv pentru deplasarea lor verticală și măsurarea exactă a adîncimii de imersie.

Conductibilitatea electrică (χ) a topiturii se calculează cu relația:

$$\chi = Kr$$

în care:

r este rezistența topiturii la cufundarea electrozilor;
K — constanta celulei.

La excluderea corecției pentru rezistența conductorilor de aducere și a electrozilor, calculul conductibilității electrice se efectuează cu ajutorul diferenței rezistențelor măsurate la două cufundări succesive ale electrozilor:

$$\chi = \frac{r_1 - r_2}{K_1 - K_2}$$

în care K_1 și K_2 sînt constantele celulei la două cufundări succesive ale electrozilor (10 și 15 mm).

Pentru aflarea constantei celulei s-au făcut determinări pe o soluție etalon de NaCl saturată la temperatura de 24°C, a cărei conductibilitate electrică este 0,2462 $\Omega^{-1} \cdot cm^{-1}$.

Determinările au fost efectuate la frecvențe cuprinse între 10 și 20 kHz, la care, pe baza măsurătorilor făcute, reactanța de polarizare este minimă.

Pentru evitarea oxidării electrozilor și a modificării compoziției zgurelor, în cursul experimen-

tărilor, pe la partea inferioară a cuptorului se insuflă în permanență argon.

Conductibilitatea electrică a fost determinată la următoarele tipuri de zgure : la cele cu un conținut ridicat de CaF_2 (de tip ANF) fără și cu adaosuri de TiO_2 și la zgurele oxidice fără și cu adaosuri de CaF_2 și TiO_2. Compoziția lor chimică este arătată în tabelul 1.

Tabelul 1

Compoziția chimică a zgurelor

Zgura	Compoziția chimică, %						
	CaF_2	Al_2O_3	SiO_2	CaO	FeO	MgO	TiO_2
0	1	2	3	4	5	6	7
1	73,2	24,7	0,4	1,2	0,37	—	—
2	70,0	20,0	—	—	—	—	10,0
3	50,0	25,0	—	—	—	—	25,0
4	18,0	40,0	—	25,0	—	17,0	—
5	—	20,0	40,0	40,0	—	—	—
6	10,0	35,0	5,0	37,0	—	6,0	7,0
7	—	35,0	5,0	47,0	—	6,0	7,0
8	—	45,0	—	47,85	—	—	7,15

Măsurătorile au fost efectuate la temperaturi cuprinse între 1 673 și 1 873 K, prin răcirea topiturii cu o viteză de 5°C/min.

Valorile conductibilității electrice măsurate sînt prezentate în tabelul 2.

Tabelul 2

Zgura	Conductibilitatea electrică, Ω^{-1}. cm^{-1}, calculată la temperatura, K				
1	1673	1723	1773	1823	1873
1	3,12	3,39	4,15	5,1	—5
2	—	—	—	3,75	—
3	—	—	—	2,32	—
4	—	—	1,16	—	1,9
5	-	—	0,59	—	0,75
6	—	—	—	1,03	1,14
7	—	—	—	—	0,85
8	—	—	—	—	0,80

Pentru zgurele pe bază de CaF_2 (50—70% CaF_2) cu compoziția $N_{Al_2O_3} = 0-0,38$; $N_{CaO} = 0-0,65$; $N_{SiO_2} = 0-0,17$; $N_{TiO_2} = 0-0,18$; $N_{ZrO_2} = 0-0,15$ și temperatura cuprinsă între 1 450°C și 1 750°C, conductibilitatea electrică se poate calcula cu relația :

$$\chi = \exp(1,911 - 1,38\ N_x - 5,69\ N_z^2) + 0,39 \cdot 10^{-2}(t - 1700)\ \Omega^{-1}.\ cm^{-1}$$

unde :

$$N_x = N_{Al_2O_3} + 0,2\ N_{CaO} + 0,75\ N_{SiO_2} + 0,5(N_{TiO_2} - N_{ZrO_2})$$

Valorile conductibilității electrice obținute pe baza relației de mai sus, la temperaturile de 1 723, 1 773 și 1 823 K, sînt arătate în tabelul 3.

Tabelul 3

Zgura	Conductibilitatea electrică, Ω^{-1}. cm^{-1}, calculată la temperatura, K		
	1723	1773	1823
1	4,072	4,35	4,462
2	—	—	4,125
3	—	—	2,548

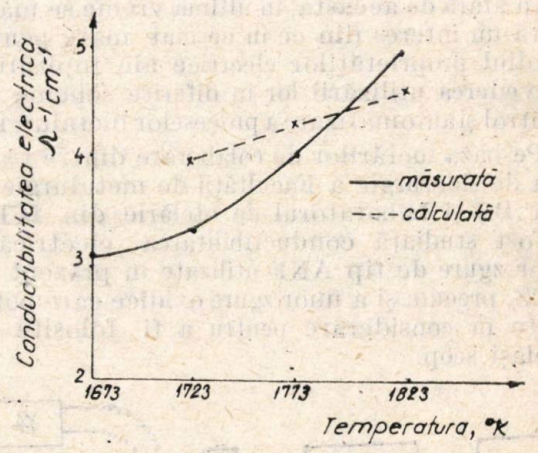


Fig. 2. Variația conductibilității electrice în funcție de temperatură

Pe baza datelor din tabelele 2 și 3, în figura 2 se prezintă variația conductibilității electrice măsurate și calculate în funcție de temperatură, pentru zgura numărul 1 (ANF_6).

Pe baza acestor date rezultă că există o apropiere relativă a valorilor conductibilității electrice măsurate și calculate.

Conductibilitatea electrică a zgurelor pe bază de CaF_2 scade prin înlocuirea CaF_2 cu TiO_2. Aceasta se explică prin scăderea concentrației de CaF_2, în care ponderea legăturii electrovalente este foarte mare (80%) și gradul de disociere electrolitică de aproape 100%, ducînd la scăderea cantității de ioni mobili Ca^{2+}, F^- și la formarea de anioni complecși de TiO^{2+} (mari și deci, mai puțin mobili), rezultați prin disocierea TiO_2; ca urmare are loc creșterea viscozității și mărirea energiei de activare a conductibilității electrice.

Se observă că la zgurele oxidice numerele 4 și 5 care conțin MgO, fără și cu conținut de TiO_2,

conductibilitatea electrică crește odată cu mărirea concentrației de CaF_2; această variație se poate explica prin creșterea cantității de ioni mobili $Ca^{2+}F^-$. În zgurele cu un conținut ridicat de Al_2O_3 are loc transformarea anionilor complecși $Al_3O_7^{5-}$ în anionii AlO_2^- și AlO_2F^{2-}, cu dimensiuni mai mici și deci mai mobili.

Dintre zgurele oxidice, zgura 5 are conductibilitatea electrică cea mai mică —0,75 Ω^{-1}, cm^{-1} la 873 K — deoarece, avînd un conținut foarte ridicat de SiO_2 (40%), alături de anionii simpli SiO_4^{4-}, apar și anioni complecși de tipul $(SiO_3^{2-})n$, ale căror dimensiuni sînt mari, ceea ce duce la creșterea energiei de activare a conductibilității electrice.

Cu toate că zgurele oxidice au o conductibilitate electrică mai mică decît cea a zgurelor pe bază de CaF_2, pot fi luate în considerare pentru a fi utilizate la retopirea electrică sub zgură a oțelurilor, deoarece determină un randament electric mai bun al retopirii oțelului, iar conductibilitatea electrică depinde mai puțin de frecvența curentului, cu efect favorabil asupra procesului de retopire a oțelului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Filippov, S. I., Arsentiev, P. P. *Fiziko-șesov*, Moscova, 1968.

[2] Evseev, P. P., Filippov, A. F. *Fiziko-ximiceskie svoistva șlakov sistemi CaO—Al O —Me A*. In: Izvestia Vuzov, Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 1 1967.

[3] Linchevsky, B. *Methods of Metallurgical Experiment*. Mir Publishers, Moscova, 1979.

[4] Moisov, L. P., Burtlev, B. P. *Termodinamika pksidnoftoridnih sistem*. In: Izvestia Vuzov, Ciornaia metallurghiia, U.R.S.S., nr. 6, 1979.

REVISTA REVISTELOR

Metallurghiceskaia i gornorudnaia promîșlennost, U.R.S.S., nr. 2, 1987

Norme justificate tehnic pentru pierderile și deșeurile de fier la fabricarea aglomeratului, p. 13 — Influența construcției gurilor de vînt asupra regimului de răcire al acestora, p. 14 — Studierea procesului de obținere a aglomeratului metalizat cu conținut de carbon, p. 16 — Studierea oscilațiilor și a posibilităților de stabilizare a parametrilor oxigenului tehnologic, utilizat la îmbogățirea aerului insuflat în furnal, p. 18 — Aprecierea proprietăților metalurgice ale zgurei de convertizor ca material de retur la elaborarea fontei, p. 20 — Influența participării în încărcătură a cărbunilor K + OS și a perioadei de cocsificare asupra forței de scoatere a cocsului la bateriile de 41,6 m^3, p. 22 — Dezoxidarea și alierea oțelului cu noi aliaje de mangan eficiente, p. 23 — Tehnologia de fabricație a oțelului pentru țevi de înaltă plasticitate și rezistență la rece, p. 25 — Reglarea gradului de oxidare a oțelului necalmat cu conținut scăzut de carbon în oală la dezoxidarea acestuia, p. 26 — Influența construcției dispozitivelor de suflare asupra rezistenței căptușelilor convertizoarelor, p. 28 — Mărirea capacităților depozitelor de fier vechi din întreprinderile metalurgice, p. 29 — Studierea dinamicii de modificare a formei capetelor laminatului în grupa degrosisoare a cajelor de la linia modernă de laminare a benzilor late, p. 31 — Calibrarea profilelor îndoite nesimetric din oțeluri greu deformabile DI—61, p. 32 — Cerințe de bază față de țaglele rotunde utilizate la fabricarea țevilor deformate la cald, p. 34 — Reducerea indicatorului unitar al plasticității oțelurilor laminate la rece pentru tablă subțire la clasificarea tehnologică a pieselor matrițate, p. 36 — Creșterea rezistenței la rece a oțelurilor slab aliate pentru construcția de vagoane, prin tratamentul termic, p. 37 — Influența conținutului de carbon și a structurii asupra durificării prin deformare a oțelurilor carbon la tragere, p. 38 — Modernizarea sistemului de alimentare cu aer a cuptoarelor adînci cu recuperator și cu încălzire din centrul vetrei, p. 40 — Rezistența maselor refractare la acțiunea fontei și a zgurei, p. 41 — Utilizarea jgheaburilor pentru umplerea golurilor în zonele de surpare, p. 43 — Influența substructurii fontei cu grafit nodular asupra rezistenței la uzură prin abraziune, p. 54 — Procesul de uzură prin abraziune a articulațiilor de la lanțurile cu cupe ale excavatoarelor, p. 55 — Analiza cu ajutorul calculatorului electronic a parametrilor constructivi ai suportului conului mare de la furnal, p. 57 — Estimarea experimentală a regimurilor de solicitare a slebingului 1150, p. 59 — Utilizarea acoperirilor cu borură cu scîntei electrice în vederea creștetii rezistenței la uzură a pieselor prin utilarea tehnologică a mașinilor automate de strunjire longitudinală, p. 60 — Îmbunătățirea siguranței în funcționarea reductoarelor globoidale în linia dispozitivului de acționare a mecanismului de acționare a laminorului la rece 1700, p. 62 — Controlul automat și evidența funcționării utilajelor de prelucrare a deșeurilor de metale feroase, p. 64 — Dezvoltarea tehnico-organizatorică a producției pe bază de atestare și raționalizare a locurilor de muncă, p. 65 — Particularitățile planificării și ale analizei de utilizare a cheltuielilor materiale în întreprinderile miniere, p. 67 — Elaborarea fontei oglindă, prin utilizarea suflării combinate, p. 69 — Mecanizarea pregătirii utilajului la turnarea oțelului, p. 70 — Organizarea executării centralizate a capetelor lăncilor de suflare, p. 71 — Rezistența la coroziune a polimerbetonului pe baza monomerului FA combinat cu deșeuri rezultate din industria cocsochimică, în construcțiile capacităților de decapare, p. 73 — Reducerea funcțiilor termoregulatoare și psihofiziologice ale organismului muncitorilor din secțiile calde ale industriei metalurgice, p. 74.

Compoziția chimică și mineralogică a lipiturilor formate în procesul de topire în suspensie

Ing. Rodica Murgulescu,
dr. geolog. V. Macaleț
Institutul Politehnic — București
ing. C. Miron
I.A.M.N. — U.C.P.M.N. — Baia Mare

CZ : 621.791.35

Concentratele cuproase în amestec cu piritele aurifere se prelucrează în vederea obținerii matei cuproase printr-o serie de procedee, printre care se numără și procedeul de topire în suspensie. În general, prin acest procedeu se prelucrează șarje cu următoarea compoziție: 11—18% Cu; 27—29% Fe; 32—35% S; 15—18% SiO_2; 2% Pb; 3% Zn. În urma procesului rezultă două produse, mata și zgura, primul fiind prelucrat în continuare în vederea obținerii cuprului, iar cel de-al doilea fiind un subprodus din care metalele utile se recuperează prin flotație.

În lucrare sînt descrise cîteva probleme legate de formarea lipiturilor în procesul de topire în suspensie, compoziția lor și deranjamentele pe care le pot provoca în procesul tehnologic.

Datorită temperaturii ridicate, interacțiunii dintre componenți și nerespectării unor parametri tehnologici în timpul procesului în cuptor, se produc lipituri, avînd loc și corodarea intensivă a căptușelii refractare.

În figura 1 este prezentată o secțiune transversală a turnului de reacție și a turnului de evacuare, iar în figura 2 este prezentată uzura vetrei sub turnul de reacție.

Se poate observa (fig. 1) formarea unui strat gros de magnetit în partea superioară a turnului de reacție, care se datorește efectului de răcire a aerului de reacție și presiunii mari a oxigenului. Datorită răcirii intensive a părții inferioare a turnului de reacție, uzura acestei părți este mai puțin pronunțată. O altă zonă de uzură avansată este la peretele vetrei (fig. 2) la nivelul zgurei. Tot în figura 1 se poate observa și depunerea lipiturilor în turnul de evacuare a cuptorului, care poate ajunge după un an de funcționare la aproximativ 1 m.

Lipiturile se formează atît în cuptorul de topire în suspensie cît și în sistemul de desprăfuire, fiind îndepărtate periodic funcție de accesibilitatea locului de formare și de cantitate. În general, lipiturile din cuptor se îndepărtează în cursul reparațiilor capitale și se reintroduc în șarjă după o prealabilă măcinare. Uneori, datorită formării unor cantități mari se dinamitează în timpul funcționării, cînd se amestecă cu topitura din vatra cuptorului. Crustele și prafurile formate în sistemul de desprăfuire se îndepărtează mai des cu ajutorul unor utilaje speciale și se reintroduc în șarjă după măcinare sau sitare dacă nu corespund din punct de vedere granulometric.

Compoziția chimică a lipiturilor formate în cuptor și în cazanul recuperator este prezentată în tabelul 1. Din punct de vedere granulometric lipitura din cuptor se prezintă sub formă de bulgări casanți, iar cea din cazan sub formă de cruste și praf.

Studiul mineralogic a fost făcut pe probe prelevate atît din topiturile formate în cuptor cît și din acelea formate în cazanul recuperator.

În cazul lipiturilor din cuptor, masa de bază este constituită în cea mai mare parte din Fe_3O_4 (magnetit) în care sînt prinse granule de cupru,

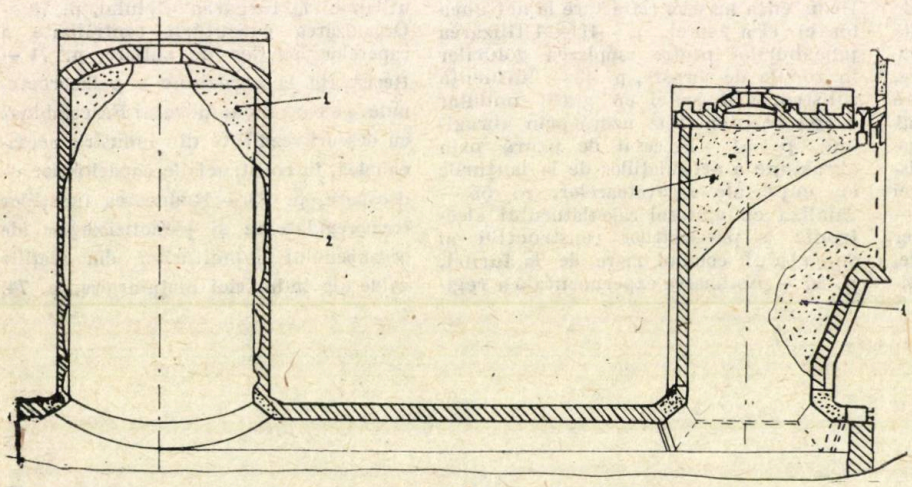


Fig. 1. Secțiune transversală a turnului de reacție și a turnului de evacuare: *1* — lipitură; *2* — căptușeală corodată

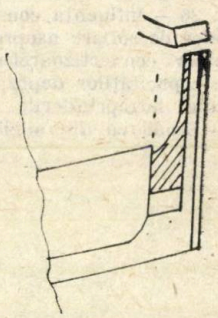
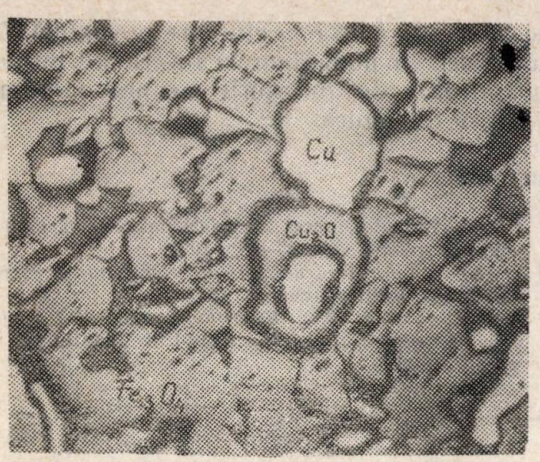
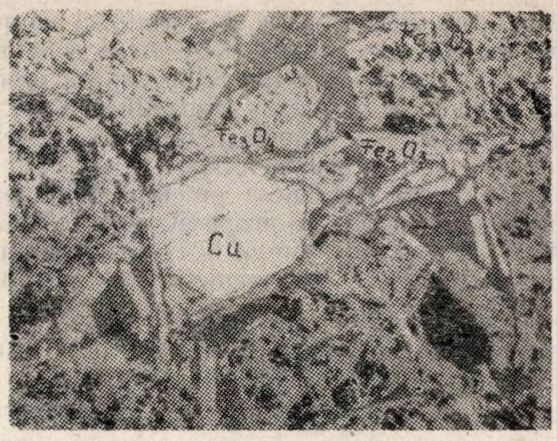


Fig. 2. Corodarea căptușelii în vatra cuptorului în zona turnului de reacție

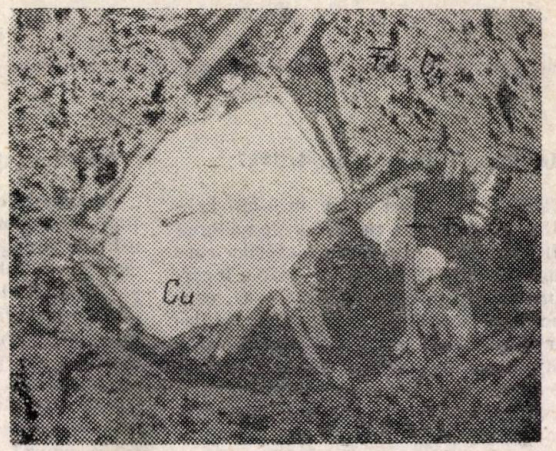


a

b



c



d

Fig. 3. Imagine de ansamblu : *a* — magnetit, cupru, cuprit, × 100 ; *b* — granulă de cupru înconjurată de cuprit (Cu_2O) în masa magnetitică, × 240 ; *c* — magnetit, hematit, cupru, compuși transparenți, pori, × 100 ; *d* — lamele de hematit și granulă de cupru în masă de magnetit, × 240

Tabelul 1

Compoziția chimică a lipiturilor formate în cuptorul de topire în suspensie

Proba	Cu, %	Fe_2O_4, %	Pb, %	Zn, %	S, %
Lipitura din cuptor	5,0—15	50—60	0,3	2,0	
Lipitura din cazanul recuperator	14—16	10—13	0,8	8,0	

Tabelul 2

Mineralele metalice din lipiturile formate în cuptor

Mineralul	%	Dimensiunile, mm	
		limite	medie
Magnetit	60	0,1 —0,6	0,3
Cupru	15	0,05—2,5	0,5
Cuprit	5	0,1 —1,2	0,3

de obicei înconjurate de o zonă de reacție formată din Cu_2O (cuprit) (fig. 3 *a*, și *b*) ; uneori, cupritul se poate găsi și sub formă de granule izolate. În tabelul 2 sînt date principalele minerale metalice din topiturile formate în cuptor, procentele în care se găsesc și dimensiunile particulelor, restul fiind reprezentat de minerale nemetalice (transparente).

În cazul lipiturilor formate în cazanul recuperator, pe lîngă magnetit (Fe_3O_4), care predomină cantitativ (fig. 3, *c* și *d*), apare și hematitul (Fe_2O_3), sub formă de lamele alungite, idiomorfe, și cuprul (Cu), lipsind însă cupritul (Cu_2O).

În concluzie, lipitura din cuptorul de topire în suspensie prezintă o structură compactă, microgranulară, constituită din magnetit (60%), cupru (15%) și cuprit (5%), restul volumului fiind ocupat de pori (10%) și compuși transparenți. Crustele și prafurile formate în sistemul de desprăfuire conțin magnetit, hematit și cupru sub formă metalică.

Din compoziţia chimică şi cu ajutorul compoziţiei mineralogice se pot trage unele concluzii cu privire la influenţa lipiturilor asupra procesului tehnologic în cazul reintroducerii lor în şarjă. Compoziţia chimică şi compuşii existenţi în crustele şi în prafurile formate în sistemul de desprăfuire nu stînjenesc procesul tehnologic deoarece conţinutul de magnetit nu este foarte ridicat, este cel aflat curent în zgură. În schimb, conţinutul ridicat de magnetit (50% Fe_3O_4) din lipiturile formate în cuptorul de topire în suspensie pune probleme dacă acestea se introduc în cuptor fără o prelucrare prealabilă, fiind cunoscută, din multe lucrări anterioare, influenţa conţinutului de magnetit asupra pierderilor de cupru din zgure.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * *: Primul Congres internaţional de topire în suspensie, Finlanda, 23–27 oct., 1972.

[2] Oprea, Fl.: *Procedee speciale în metalurgia neferoasă.* Bucureşti, Editura tehnică, 1975.

[3] Vartiaineu, A.: *Prezentarea schematică a pierderilor de cupru în zgure.* In: Scand. J. Metallurgy, nr. 3 p. 35, 1982.

REVISTA REVISTELOR

Metallurg, U.R.S.S., nr. 4, 1987

Utilizarea varului activ în locul bentonitei la fabricarea peletelor de minereu de fier, p. 16 — Studierea factorilor care stabilesc permeabilitatea la gaze a încărcăturii de aglomerare, p. 18 — O construcţie raţională a răcitoarelor etalajelor furnalului, p. 20 — Modernizarea utilajului de aglomerare pentru reparaţiile capitale, p. 22 — Obţinerea varului cu conţinut de fier, p. 23 — Îmbunătăţirea calităţii oţelului pentru şine prin tratarea în afara cuptorului, p. 25 — Instalaţie pentru torcretarea oalelor de turnare a oţelului, p. 26 — Utilizarea materialelor cu conţinut de bor pentru protecţia metalului la turnare, p. 28 — Perfecţionarea turnării prin închizătoare cu sertar a oţelurilor pentru şine, p. 29 — Creşterea siguranţei în stabilirea capacităţii de funcţionare a elementelor răcite cu apă de la cuptorul Martin, p. 29 — Dezvoltarea producţiei de tablă acoperită cu două straturi, la Combinatul metalurgic Kommunarsk, p. 30 — Micşorarea frecvenţei de rupere în cadrul regimurilor de oprire şi pornire a liniei continue de laminare la rece, p. 31 — Asimilarea tehnologiei recoacerii de recristalizare a tablei în rulouri de mare greutate, p. 32 — Modernizarea aparatului coboritor de la laminorul în pas de pelerin, p. 33 — Alcătuirea de programe complexe pentru microcalculatorul MK-56, p. 34 — Îmbunătăţirea calculului de cost al profilelor fasonate de înaltă precizie din oţel, p. 39 — Neutralizarea emanaţiilor de abur şi gaze de la instalaţiile de granulare, p. 42.

Metallurg, U.R.S.S., nr. 5, 1987

Omogenizarea minereurilor de fier înaintea aglomerării, utilizîndu-se maşinile de omogenizare, p. 19 — Reparaţii capitale la tobele de uscare SB 3,5 × 27, p. 21 — Particularităţile de formare a urşilor în furnale, p. 22 — Regimul termic al furnalului, p. 24 — Analiza costului de producţie a oţelului aliat pentru scule şi rulmenţi, p. 26 — Eficienţa alierii directe la elaborarea oţelurilor cu mangan şi siliciu, p. 28 — Fabricarea zgurei sintetice din materiale cu conţinut de alumină, p. 29 — Experienţa exploatării maşinilor de turnare continuă a sleburilor, cu răcire cu apă şi aer, p. 30 — Îmbunătăţirea regimului de răcire secundară la turnarea continuă a oţelului, p. 31 — Utilizarea distribuitoarelor de la maşinile de turnare continuă cu căptuşeală monolit, p. 32 — Asimilarea tehnologiei de fabricaţie şi eficienţa utilizării semifabricatelor turnate continuu cu secţiunea de 300 × (1650–1850) mm, p. 33 — Producţia de table groase, din oţel slab perlitic pentru conductele de gaze, p. 35 — Îmbunătăţirea calităţii cusăturilor sudate la îmbinarea benzilor, p. 36 — Creşterea preciziei burlanelor de tubaj pe agregatele pentru laminarea ţevilor cu laminoare în pas de pelerin, p. 38 — Creşterea rezistenţei cuţitelor pentru tăierea la cald, p. 39 — Utilizarea procedeelor subterane de construcţie în condiţiile reconstrucţiei uzinelor metalurgice, p. 40 — Metodologia de stabilire a indicilor de reînnoire a fondurilor de bază, p. 42 — Utilizarea scruberului cu conicitate la epurarea dioxidului de sulf din gazele rezultate la aglomerare, p. 45.

Transactions of the Iron and Steel Institute of Japan, Japonia, nr. 3, 1987

Coeficientul de difuzie eficientă a gazului prin cocs, p. 169— Studiul cinetic al reducerii prin topirea pulberii de minereu de cromit insuflat prin partea de jos a creuzetului, cu ajutorul carbonului dizolvat în topitura de fontă, p. 176 — Utilizarea monoxidului de carbon ca gaz pentru barbotarea prin fund în convertizorul cu insuflare combinată, p. 185 — Influenţa condensării apei asupra permeabilităţii straturilor aglomerate, p. 190 — Reacţia la interfaţa dintre oţelul turnat şi nisipul de alivină sau nisipul de silice, p. 197 — Reacţiile la interfaţa dintre oţelul cu conţinut ridicat de crom şi oţelul inoxidabil austenitic şi forma din nisip de alivină sau din nisip din silice, p. 205 — Fragilizarea de revenire a oţelului turnat de tip 13 Cr—4 Ni, p. 211 — Încercare de rupere la şoc a materialelor pentru conducte, prin utilizarea unor probe comprimate lateral, p. 218 — Morfologia carbonitrurilor şi ductilitatea la cald a oţelurilor slab aliate cu conţinut scăzut de carbon, p. 222 — Fabricarea materialelor compozite carbon-carbon prin utilizarea fibrelor de carbon impregnate cu răşină şi proprietăţile lor mecanice, p. 229 — Utilizarea metodei difracţiei cu raze X cu peliculă subţire, p. 238 — Procedeul AOD îmbunătăţit prin adoptarea ajutajelor cu viteză mare de insuflare şi a insuflării prin partea de sus, p. 241 — Un nou procedeu de atomizare centrifugală cu plasmă în vid, p. 242 — Procedeu de sudare prin suprapunere rezistentă la desfacere, p. 243 — Maşină de încercare a tenacităţii la rupere dinamică pe baza unui sistem de control al deplasării, p. 244.

Conf. dr. ing. S. Badea
Institutul politehnic—București
și ing. O. Manea
I. Av. Bacău

Studii privind parametrii termomecanici la deformarea aliajului TjA15Sn3

CZ: 539.374:669.715

Titanul și aliajele sale sînt considerate drept materiale noi față de cele tradiționale. Dificultățile de obținere și de prelucrare a acestor materiale determină încă un preț destul de ridicat, comparabil cu cel al unor oțeluri cum ar fi, de exemplu, inoxidabilele. Din această cauză, astăzi, o mare însemnătate se acordă semifabricatelor din oțel placate cu titan. De asemenea, pentru diferite repere, titanul se acoperă cu azot, carburi, boruri, pentru a-l proteja chimic și termic.

Reducerea costului de producție la obținerea reperelor din titan și din aliajele lui se poate face în principal pe următoarele căi :

— tehnologice — prin perfecționare a tehnologiilor de elaborare-turnare și creșterea coeficientului de scoatere, refolosirea deșeurilor prin retopire, aplicarea tratamentelor termice în vid, utilizarea de piese în forme de grafit ;

— constructive — prin reducerea greutății reperelor, folosindu-se masa specifică mică și rezistențele la rupere și coroziuni ridicate ;

— de exploatare — creșterea durabilității pieselor printr-o întreținere și exploatare corespunzătoare ;

— prin alierea titanului cu elemente care au prețuri mai mici și duc la materiale noi, superioare.

Deformarea plastică la cald a titanului pur se realizează în domeniul de temperaturi 870—980°C, mai precis în domeniul β în urma unei încălziri de scurtă durată, datorită afinității mari pe care o are materialul față de oxigen, hidrogen și azot. Acestea fragilizează titanul prin oxigenare, hidrogenare și azotizare. Cel mai periculos dintre aceste trei gaze este hidrogenul. Cele afirmate rezultă din figura 1, unde se prezintă influența celor trei gaze asupra caracteristicilor mecanice ale titanului pur. Se dovedește că în titan oxigenul, hidrogenul și azotul formează soluții solide interstițiale.

Deformarea plastică la rece se realizează în bune condiții. Înlăturarea ecruisării titanului deformat plastic la rece se face prin încălzirea la 670—700°C timp de 1 oră, u răcire în aer. Duritatea ce poate fi obținută prin recoacere, în funcție de gradul de deformare, rezultă din figura 2.

Titanul prezintă la rece un coeficient mare de frecare (0,65—0,68), ceea ce-l predispune în contact cu alte materiale la gripaj (aderențe cu suduri locale). Acest fapt impune ca și deformarea să se realizeze între scule cu suprafețele foarte fin prelucrate.

Structura hexagonal compactă a titanului α determină ca la deformarea plastică să se creeze textura.

Prin diferite operații tehnologice se poate limita dezvoltarea texturii, însă nu poate fi eliminată. Din această cauză în calculele de rezistență se ia în seamă anizotropia proprietăților mecanice. Textura formată prin deformarea plastică poate fi utilizată cînd reperele confecționate din titan sînt solicitate plan. Semifabricatele în acest caz sînt tablele laminate cu reduceri mari. Prin texturare se ajunge ca valorile rezistenței pe o direcție să fie duble față de cele de pe direcția a doua.

Sub influența temperaturii, proprietățile mecanice ale titanului se schimbă într-un domeniu larg de valori, fapt ce determină ca și aliajele lui să se comporte asemănător.

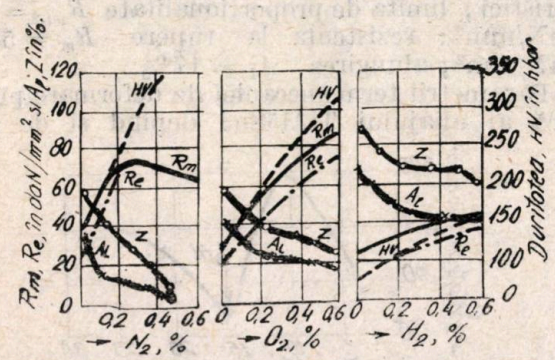


Fig. 1. Influența azotului, oxigenului și hidrogenului asupra caracteristicilor mecanice ale titanului

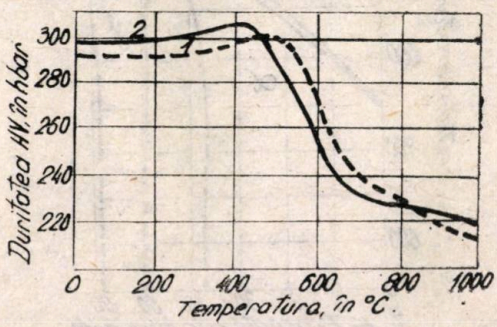


Fig. 2. Influența recoacerii asupra schimbării durității titanului deformat la rece : 1 — ε = 37%; 2 — ε = 54% (timp de recoacere 5 min)

La temperaturi ridicate, aliajele titanului prezintă o rezistență mai mare decît cea a metalului tehnic pur. Prin aliere se realizează în principal stabilizarea fazei α sau a fazei β.

Aliajul TiAl5Sn3 [(4,5—5) % Al + (2—3) % Sn + restul Ti] are cea mai mare utilizare.

Aluminiul se dizolvă în faza α hexagonală, determină stabilizarea acesteia, îngustînd în același timp domeniul β. În consecință, aliajul are structura și caracteristicile specifice fazei α.

Efecte similare le au și oxigenul, azotul, carbonul, ca elemente interstițiale, care chiar dacă stabilizează faza α sînt evitate, întrucît înrăutățesc caracteristicile mecanice. Acestea pot fi luate în considerare în condițiile aplicării unor tratamente termochimice.

Temperatura de transformare $\alpha \rightleftarrows \beta$ se mărește cu creșterea conținutului de aluminiu pînă la reacția peritectică corespunzătoare temperaturii de 1240°C, cînd se dizolvă în faza β cea mai mare cantitate de aluminiu (~ 29%) (fig. 3).

Aliajele titanului cu aluminiul nu conțin peste 6% aluminiu pentru că se reduce deformabilitatea, atît la cald cît și la rece. S-a constatat că în domeniul soluției solide omogene α apar și alte transformări peritectice, cum ar fi apariția fazei α_2 și a gazei intermediare Ti_3Al (fig. 4), fapt ce recomandă utilizarea diagramei de echilibru reprezentate în figura 5.

La rece, deformabilitatea aliajelor titanului cu aluminiul este mică (datorită oxigenului și azotului interstițiului, precum și a altor impurități). Conform figurii 6, respectiv 7, aluminiul în titan influențează proprietățile aliajelor respective, atît la rece cît și la cald. Datorită instabilității fazei β, prin îmbunătățire nu au loc schimbări substanțiale ale proprietăților mecanice. Prin răcirea de la 1100°C (deci în domeniul β) ia naștere o structură lamelară perlitică, structură ce îmbunătățește limita la oboseală și reziliența.

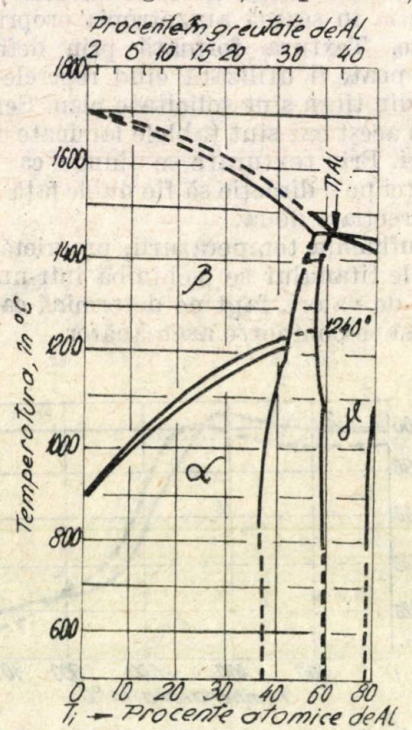


Fig. 3. Diagrama de echilibru Ti—Al

În cazul aliajelor titanului, de multe ori deformarea plastică la rece ameliorează proprietățile mecanice. Deformările plastice la rece ale aliajelor se fac la grade de deformare mai mici decît cele ale titanului tehnic, iar recoacerile de recristalizare pentru toate tipurile de aliaje (Ti—Al) se fac în domeniul 750—950°C.

Staniul stabilizează faza β îngustînd domeniul fazei α însă în mod nesesizabil. Staniul pînă la 5% în aliajele de titan mărește rezistența fără a micșora alungirea și deformabilitatea.

Aliajul TiAl5Sn3 are o bună deformabilitate la cald și scăzută sub 480°C. Deformat la rece se ecruisează foarte rapid.

Aliajele titanului cu aluminiul și staniul au, în comparație cu titanul tehnic, o rezistență mai bună la temperaturi ridicate (fig. 8). Aceste aliaje sînt utilizate pentru temperaturi de pînă la 500°C. La temperaturi de 550—600°C, pentru un timp foarte scurt pot fi de asemenea utilizate, fără însă a se depăși temperatura, pentru că la peste 600°C rezistența scade brusc. Limita la oboseală a aliajelor Ti—Al — Sn se află între valorile 0,4 și 0,46, limita la rupere fiind și ea la valori pe care le prezintă oțelurile îmbunătățite cu aceeași rezistență. În figura 9 se prezintă limita de curgere la fluaj pentru 1000 ore, funcție de temperatură.

La coroziune, aliajul TiA15Sn3 are o rezistență comparabilă cu titanul tehnic pur. În stare recoaptă la 815°C timp de 30 minute cu răcire în aer, are următoarele caracteristici mecanice: limita de proporționalitate $R_{p0.2}$ = = 89 daN/mm²; rezistența la rupere R_m = = 104,5 daN/mm; alungirea $A_1 = 17\%$; gîtuirea $z = 20,5\%$; reziliența KCU = = 3 — 6 daNm/cm². La 350°C același aliaj are următoarele caracteristici; limita de proporționalitate $R_{p0.2}$ = 45 daN/mm²; rezistența la rupere R_m = 58 daN/mm²; alungirea $A_1 = 17\%$.

Parametrii termomecanici de deformare plastică ai aliajului TiAl5Sn3 depind și de ur-

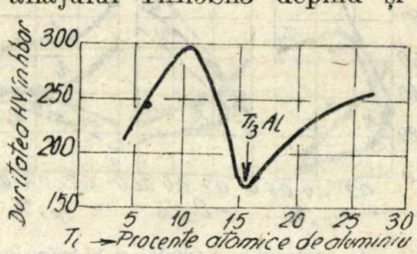


Fig. 4. Variația durității în domeniul apariției fazei Ti_3Al

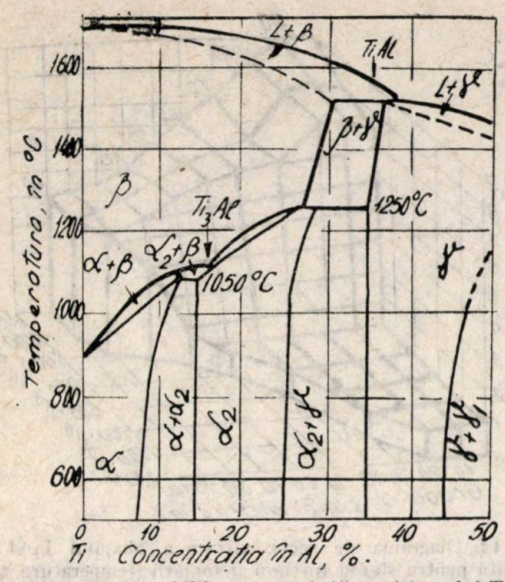


Fig. 5. Diagrama de echilibru, corectată, a sistemului Ti—Al

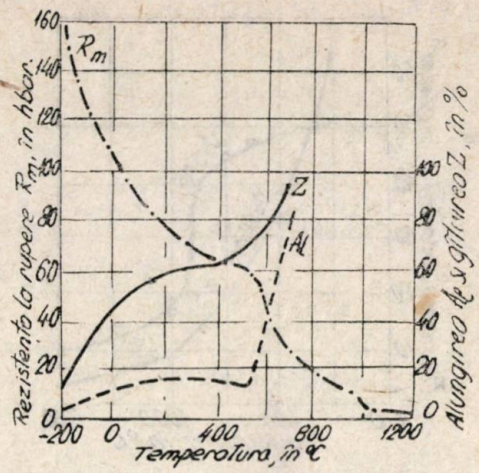


Fig. 8. Influența temperaturii asupra caracteristicilor mecanice ale aliajului Ti—Al—Sn

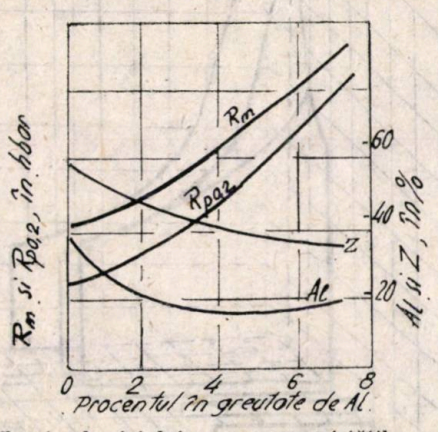


Fig. 6. Influența aluminiului asupra proprietăților mecanice ale titanului pur

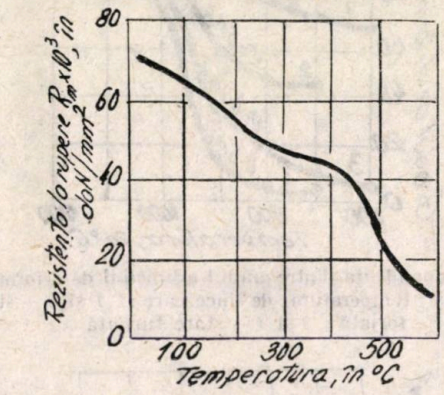


Fig. 9. Corelația dintre limita de rupere la fluaj și temperatură, corespunzător la 1000 h, în cazul aliajului TiAl 5Sn 3

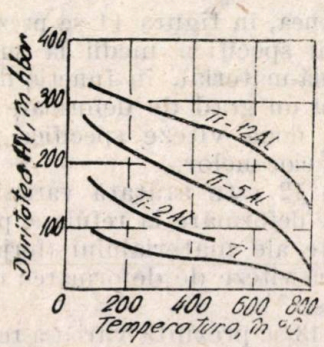


Fig. 7. Influența temperaturii asupra durității titanului și a aliajului de titan cu 5% Al

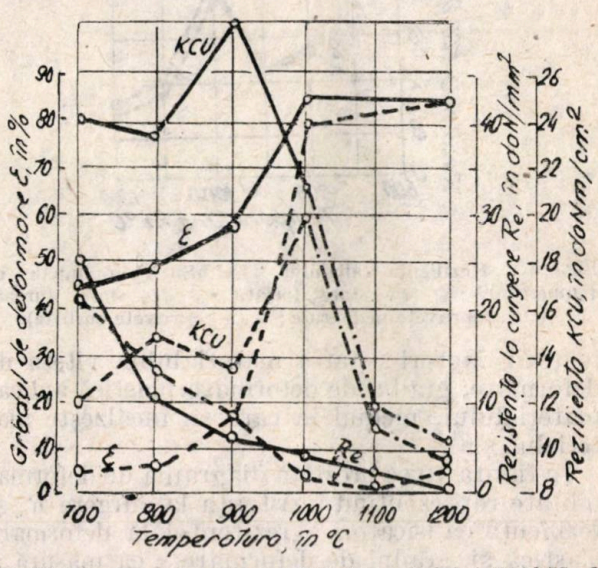


Fig. 10. Diagrama de deformabilitate a aliajului TiAl 5Sn 3 stabilită la viteza de deformare $v = 4$ m/s; 0—0 stare deformată; 0- - -0 stare turnată; 0-.-.-0 zonă în care epruvetele s-au curbat fără a-și distruge integritatea

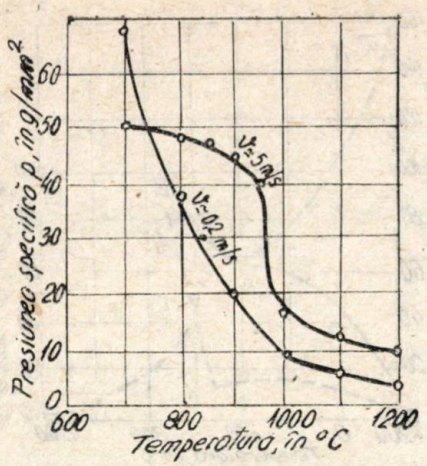


Fig. 11. Presiunea specifică medie a aliajului TiAl 5 Sn 3 deformat prin refulare la 40 % în funcție de temperatură

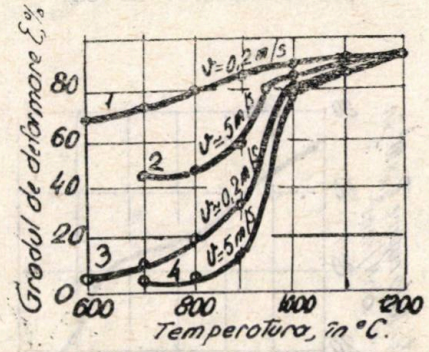


Fig. 12. Dependența dintre gradul admisibil de deformare la refulare și temperatura de încercare : *1* și *2* — stare forjată ; *3* și *4* — stare turnată

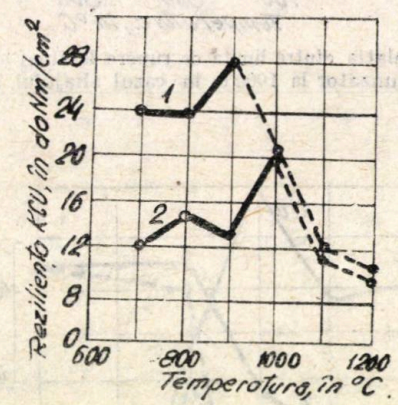


Fig. 13. Reziliența aliajului TiAl 5Sn 3 în funcție de temperatură : *1* — stare forjată ; *2* — stare turnată (—— epruvete nedistruse ; - - - - epruvete curbate)

mătorii factori : starea materialului, viteza de deformare, gradul de deformare plastică aplicat materialului, mediul în care se încălzește materialul ș.a.

În figura 10 se prezintă diagrama de deformabilitate reprezentînd rezistența la curgere R_e și reziliența ca isicatori ai rezitenței la deformare plastică și gradul de deformare ε ca măsură a plasticității în funcție de temperatură. Viteza de lucru a fost corespunzătoare ciocanelor (4 m/s).

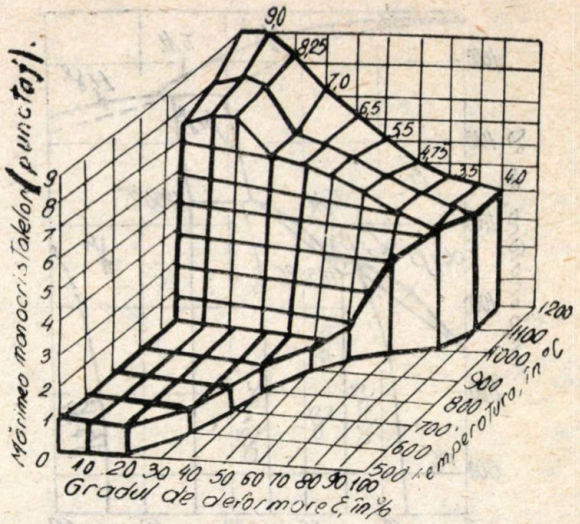


Fig. 14. Diagrama de recristalizare a aliajului TiAl 5Sn 3 stabilită pentru starea inițială a forjării (temperatura transformării complete $\alpha + \beta \leftrightarrows \beta$ este la 1010°C)

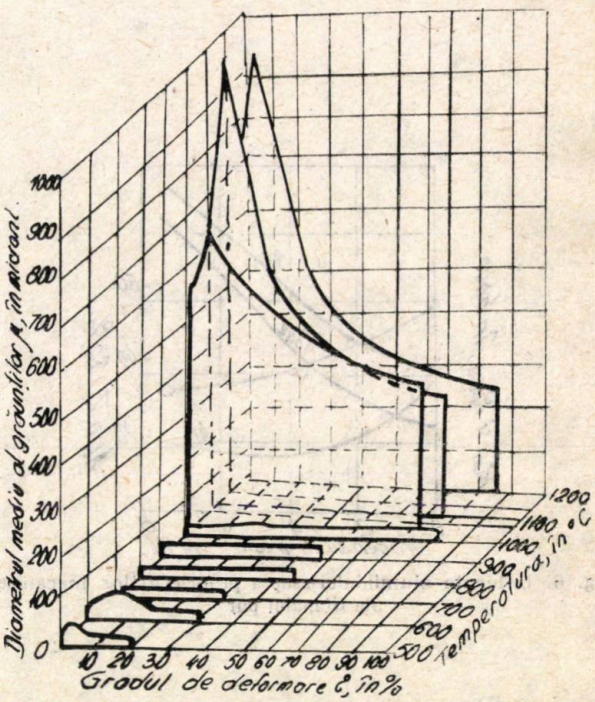


Fig. 15. Diagrama de recristalizare a aliajului TiAl 5Sn3 forjat preliminar și recopt la 750°C timp de o oră (temperatura de transformare completă $\alpha + \beta \leftrightarrows \beta$ este la 1010°C)

De asemenea, în figura 11 se prezintă variația presiunii specifice medii la suprafața de contact sculă-material, în funcție de temperatură, pentru un grad de deformare de 40 % în condițiile a două viteze specifice preselor cu excentric și ciocanelor.

În figura 12 este arătată variația gradului admisibil de deformare la refulare, pentru două stări diferite ale materialului (forjată și turnată) și două viteze de deformare : $v = 0{,}2$ m/s și $v = 5$ m/s.

În figura 13 se prezintă variația rezilienței cu temperatura pentru epruvetele aflate în stările turnată și forjată, iar în figura 14 diagrama de

recristalizare ca un criteriu al plasticității pentru cazul cînd materialul s-a aflat în stare forjată. În continuare, în figura 15 se prezintă o altă diagramă de recristalizare pentru cazul cînd materialul a fost forjat și apoi recopt la 750°C timp de o oră.

În ambele cazuri, aliajul a prezentat transformarea $\alpha + \beta \rightleftarrows \beta$ la 1010°C.

Din diagramele 10, 11, 14 și 15 se poate trage concluzia că intervalul de temperaturi pentru deformare plastică în cazul stării turnate pentru aliajul TiA15Sn3 va fi 1150—900°C, iar pentru starea forjată va fi de 1100—850°C.

Acestea fiind intervalele admisibile, cele tehnologice sînt mai restrînse, în sensul că valoarea de sfîrșit de deformare se menține, iar temperatura începutului de forjare se calculează în funcție de viteza de răcire și efectul termic al deformării (menținîndu-se $\leqslant$ cu temperatura admisibilă pentru începutul de deformare admisibil).

Calculele respective se fac utilizîndu-se relațiile:

a) $\theta_{id} = \theta_{sd} + V_r \cdot \tau_{def}$ [°C]

b) $\theta_{rid} = \theta_{id} - \Delta\theta$ [°C]

c) $\Delta\theta = \dfrac{p \cdot \varphi}{410 \cdot c \cdot \gamma}$ [°C]

d) $\tau_r = \dfrac{M_s \cdot c}{\alpha \cdot S_c} \ln \dfrac{\theta_m - \theta_{id}}{\theta_m - \theta_{sd}}$

în care:

θ_{id} este temperatura încălzirii pentru deformare;
θ_{sd} — temperatura sfîrșitului de deformare;
V_r — viteza de răcire;
τ_{def} — timpul de deformare;
θ_{rid} — temperatura reală de încălzire pentru deformare;
$\Delta\theta$ — creșterea temperaturii ca efect termic al deformării plastice;
τ_r — timpul de răcire al materialului în intervalul de temperaturi admisibile;
φ — gradul de deformare plastică a materialului;
c — căldura specifică a materialului;
p — presiunea specifică medie între scule și material;
α — coeficientul de transmitere a căldurii de la semifabricat la mediul înconjurător;
S_c — suprafața medie de schimb de căldură dintre semifabricat și mediul înconjurător;
θ_m — temperatura mediului de răcire.

În ceea ce privește gradul de deformare din diagramele prezentate, rezultă că:

— pentru starea turnată, se admit grade de deformare în limitele 70—10%;

— pentru starea forjată gradele de deformare admisibile sînt în limitele 70—45%.

Valoarea maximă corespunde limitei superioare a intervalului temperaturilor de deformare, iar cea mică, limitei inferioare.

Se mai impun concluziile:

— ca utilaj, este recomandată folosirea preselor în vederea obținerii unei structuri uniforme;

— gradul critic de deformare $\Delta\varphi_{cr} = \varphi_{max} - \varphi_{min}$ se obține pentru anumite valori ale temperaturii în limitele 6—30%.

Din cele de mai sus rezultă următoarele:

$\Delta\varphi$ = valori mici, iar $\varphi_{max} < 6\%$. Se obține în piesă structură fină și uniformă în volum, funcție de temperatura la care se termină procesul;

$\Delta\varphi$ = valori mici, iar $\varphi_{max} < 30\%$ și $\varphi_{min} > 6\%$. Se obține în piesă o structură grosolană și neuniformă, cu mărimi situate în domeniul $\Delta\varphi_{critic}$;

$\Delta\varphi$ = valori mici, iar $\varphi_{max} > 30\%$ și $\varphi_{min} > 30\%$. Se obține în piesă o structură fină și uniformă cu mărimi de grăunte dependente de temperatură;

$\Delta\varphi$ = valori mari, iar $\varphi_{max} > 30\%$ și $\varphi_{min} < 30\%$. Grăunții vor avea dimensiuni reduse, dar de valori diferite;

$\Delta\varphi$ = valori mari, iar $\varphi_{max} > 30\%$ și $\varphi_{min} < 6\%$. Se obține în piesă o structură neuniformă, prezentînd o anizotropie pronunțată.

De reținut este faptul că, în cazul unei neuniformități mari a deformației manifestate cu grăunți grosolani, indicii de plasticitate ai materialului vor fi scăzuți.

Mărunțirea structurii de turnare se manifestă în mod expresiv la reduceri de cel puțin 30%.

Rezultatele cele mai bune la matrițare se pot obține dacă semifabricatele sînt deja deformate prin forjare, eventual extrudate. În funcție de mărimea temperaturii, gradul admisibil de deformare poate fi în limitele 50—80%, dacă produsul semifabricat inițial este un extrudat.

Răcirea rapidă în aer după deformarea plastică poate să pericliteze calitatea produsului din cauza tensiunilor interne ce se nasc ca urmare a răcirii neuniforme. Din această cauză trebuie practicată o răcire încetinită și uniformă. Tehnologic, piesele se introduc în nisip uscat sau în cuptoare răcite dirijat.

Cînd procesul de deformare durează un timp mai îndelungat decît cel dictat de intervalul admisibil de temperaturi, între două prelucrări se aplică o recoacere la 750°C.

BIBLIOGRAFIE

[1] Adrian, M., Badea, S. — *Bazele proceselor de deformare plastică*, București, Ed. tehnică.

[2] Badea, S. — *Forjarea și extruziunea materialelor metalice*. București, Ed. didactică și pedagogică, 1980.

[3] Drăgan, I. ș.a. — *Tehnologia deformărilor plastice*, București, Ed. didactică și pedagogică, 1979.

[4] Corneev, N. I. și Scugarev I.,G. *Osnovî fiziko-himiceskoi teorii obrabotki metallov davleniem*. Moscova, Gosudartsvenoe naucinotehnicesoce izdatelstvo mașinostroitelnoi literatura, 1970.

Cercetări privind posibilitatea refolosirii integrale a nisipului regenerat la confecționarea formelor pe bază de rășini furanice

Ing. C. Cernat și ing. Teodora Săbău
Institutul politehnic — București
și dr. ing. C. Cosneanu
ICSITPSCM — București

CZ : 621.742.42 : 678.7

Asigurarea ritmului de turnare a pieselor în cantitățile și la parametrii calitativi ceruți de industria constructoare de mașini, în condițiile unui cost de producție cît mai scăzut, a fost și este posibilă prin creșterea gradului de mecanizare și automatizare a proceselor tehnologice și prin utilizarea unor tehnologii de formare—miezuire de înaltă productivitate.

Aplicarea și extinderea acestor noi procedee de formare—miezuire au determinat o creștere a consumului de nisip nou estimat la valori de 4—8 tone/t de piese turnate. Consumul ridicat de nisip proaspăt de cca 3 721 000 t la nivelul anului 1985 și de peste 6 000 000 t, estimate la nivelul anului 1990, are drept consecință următoarele : creșterea costului pieselor turnate ; sporirea dificultăților generate de transportul, depozitarea nisipului nou și evacuarea deșeurilor la haldă ; diminuarea rapidă a rezervelor de nisip de turnătorie în carierele exploatate în prezent ; creșterea consumurilor energetice, a manoperei la pregătirea nisipurilor noi la carieră, etc.

Aspectele enumerate sînt la fel de importante atît din punct de vedere tehnic cît și economic, astfel încît există tendința și necesitatea actuală de a regenera nisipul din amestecurile de formare folosite.

Calitatea nisipului regenerat este în mare măsură asigurată prin alegerea corectă a metodei de regenerare, specifică fiecărui tip de liant din amestecul folosit.

În prezent, ponderea metodelor de regenerare mecanică este de 70—80%, în timp ce regenerarea combinată, tehnico-mecanică ocupă cca 10—20%, iar cea pe cale umedă 10%.

Alegerea metodei de regenerare este impusă în primul rînd de liantul folosit.

La același tip de liant, metoda de regenerare este impusă de starea fizică a granulelor de nisip și de destinația nisipului regenerat.

Deoarece în turnătorie se folosesc de obicei, în același timp, amestecuri cu diferiți lianți, amestecuri care nu pot fi sortate după tipul liantului, este necesar ca în acest caz să se folosească metode combinate de regenerare. În tabelul 1 sînt prezentate unele indicații privind metoda de regenerare recomandată.

Opțiunea pentru una sau alta dintre metodele cunoscute se face ținîndu-se seamă de : produc-

Tabelul 1

Indicațiile privind alegerea metodei de regenerare a nisipurilor

Amestecul supus regenerării \ Metoda de regenerare	Mecanică	Pneumatică	Umedă	Termică	Mecanică + umedă	Termică + mecanică	Termică + umedă	Termică + mecanică + umedă
amestec cu argilă	◒	◒	○	○	◒	●	◒	◒
amestec cu bentonită	◔	◒	○	●	○	●	◒	◒
amestec cu ciment	◔	◒	○	●	○	●	◒	◒
amestec cu silicat de sodiu	◔	○	○	●	○	○	○	○
amestec pe bază de uleiuri	◒	○	○	●	○	○	○	○
nisip peliculizat	◒	○	○	●	○	○	○	○
amestec cu rășină fenolică	◒	○	○	●	○	○	○	○
amestec cu rășină furanică	◒	○	○	●	○	○	○	○
amestecuri cu diferiți lianți	◒	○	○	●	○	○	○	○

○ se regenerează foarte bine ;

◔ regenerarea este condiționată de termodistrucție ;

◒ se regenerează destul de bine ;

● regenerarea nu este posibilă.

tivitatea instalației de regenerare, cheltuielile de întreținere și exploatare etc.

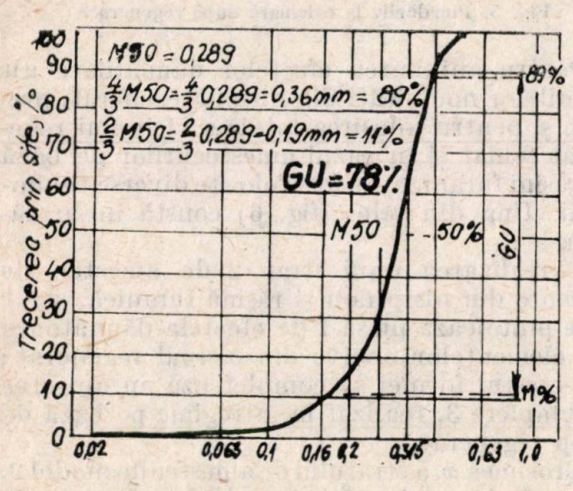
În tabelul 2 sînt prezentate orientativ cheltuielile legate de investiția și exploatarea instalațiilor de regenerare.

Tabelul 2

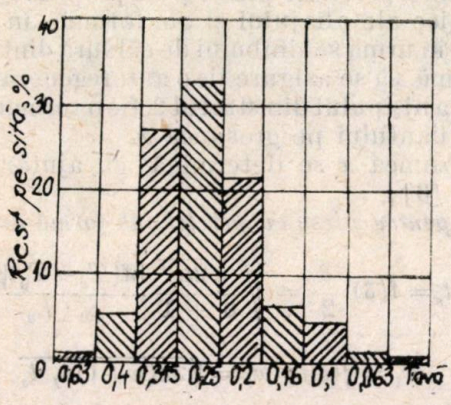
Costurile comparative de investiție și de exploatare

Metoda de regenerare	Cheltuielile de investiție	Cheltuielile de exploatare
Pneumatică	I	E
Mecanică, uscată	0,8 I	(0,3—0,5) E
Termică	(3—5) I	(0,5—0,7) E
Mecanică, umedă	(3—5) I	(8—12) E
Combinată	(5—7) I	(12—19) E

Rezultă că eforturile trebuie orientate spre perfecționarea metodelor de regenerare mecanică uscată, în sensul îmbunătățirii gradului de regenerare și a randamentului de regenerare.



a

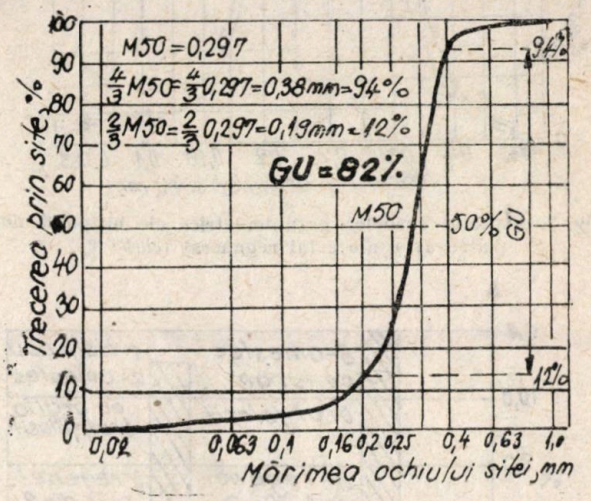


b

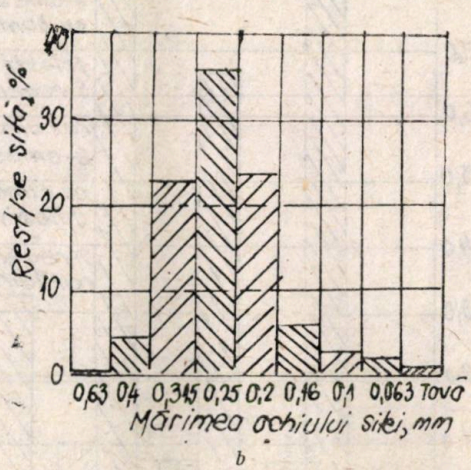
Fig. 1. Granulația nisipurilor noi de Aghireș dublu spălat: *a* — curba cumulativă a granulozității; *b* — repartiția granulelor pe site

Cercetările experimentale, la nivelul granulei de nisip, au dovedit că nisipul regenerat este corespunzător calitativ.

Astfel, uniformitatea și fracția de bază (fig. 2, *a*, *b*) sînt superioare celor ale nisipului nou de Aghireș (fig. 1, *a*, *b*) iar granulația se deplasează ușor spre dimensiuni mai mici (fig. 3).



a



b

Fig. 2. Granulozitatea nisipului regenerat mecanic uscat: *a* — curba cumulativă a granulozității; *b* — repartiția granulelor pe site

Desprinderea avansată a peliculei de liant de pe granulele de nisip regenerate mecanic, uscat, este evidențiată pregnant de scăderea valorilor componentei levigabile (în comparație cu amestecul de formare brut folosit) (fig. 4), precum și de scăderea pierderilor la calcinare (fig. 5).

Calitatea nisipului regenerat a fost urmărită și prin proprietățile fizico-mecanice ale amestecurilor de formare obținute pe bază de nisip regenerat.

Cu toate că valorile proprietăților fizico-mecanice arată că nisipul regenerat este corespunzător, s-au constatat neajunsuri în urma

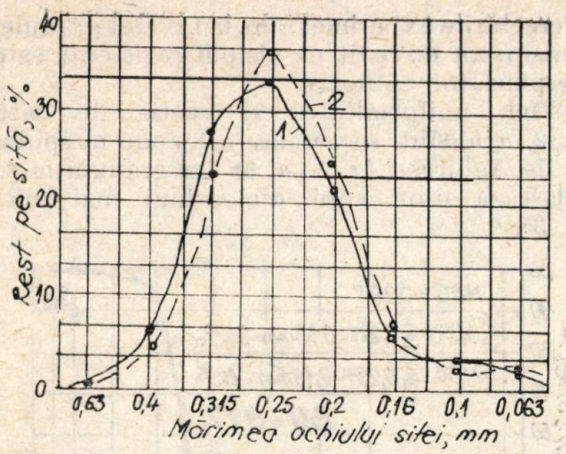


Fig. 3. Aspectul curbelor granulometrice ale nisipului nou (*curba 1*) și ale celui regenerat (*curba 2*)

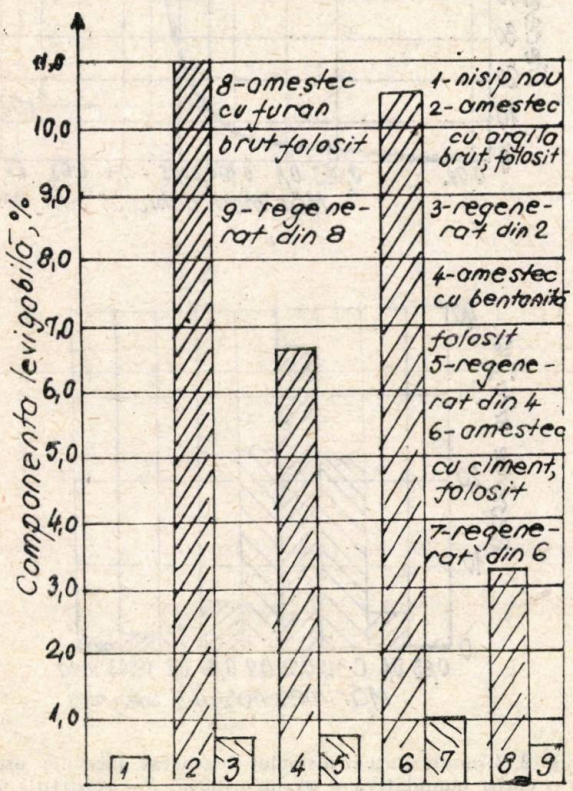


Fig. 4. Variația conținutului de componență levigabilă la regenerare

folosirii lui. Astfel, în cazul amestecurilor de formare pe bază de rășini furanice ca liant, se constată dereglări în durata de viață a amestecului, în creșterea consumului de liant (cu efecte negative asupra costului pieselor turnate), precum și în creșterea frecvenței defectelor de suprafață a pieselor turnate din oțel, defecte de tipul porozităților în sită. Cauzele acestor dereglări sînt valorile necorespunzătoare ale *p*H-ului, care este puternic influențat de conținutul de praf remanent de azot în nisipul regenerat, precum și acumulările continue de azot în nisipul regenerat.

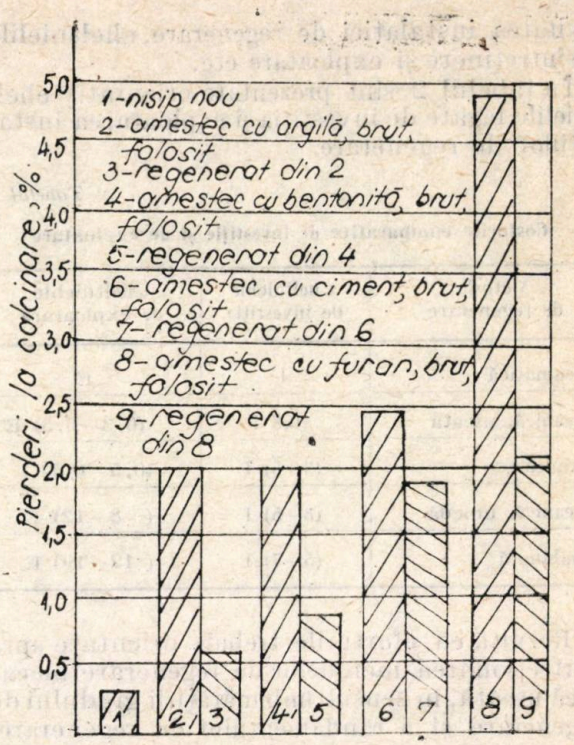


Fig. 5. Pierderile la calcinare după regenerare

Pentru anihilarea efectelor dăunătoare ale diferitelor nocivități din nisipul regenerat, precum și pentru folosirea totală a nisipului regenerat (chiar și în cazul amestecurilor pe bază de rășini furanice) au fost folosite diverse tehnologii. Una din ele (fig. 6) constă în următoarele :

— realizarea unui strat 2 de amestec de formare din nisip nou și rășină furanică, strat care protejează piesa 1 de efectele dăunătoare ale elementelor nocive din nisipul regenerat ;

— restul formei se completează cu amestec de umplere 3, realizat în întregime pe bază de nisip regenerat.

Grosimea x, a stratului de amestec de model 2, poate fi determinată prin calcul în funcție de grosimea pereților piesei și de proprietățile tehnologice ale aliajului și ale formei, în așa fel încît, în urma schimbului de căldură dintre piesă și formă, să se asigure fie o autoregenerare completă a nisipului din stratul 2, fie o termodistrucție a liantului pe grosimea x.

Grosimea x se determină cu ajutorul relațiilor [3] :

a) *pentru piese cu pereții sub formă de placă* :

$$t_s = f(\delta)\frac{\delta}{2} = \sqrt{\frac{2n}{n+1}\frac{bf(T_c - T_0)\sqrt{t_s}}{\rho_0 \cdot L_0}} \quad (1)$$

$$x_i = f(t_s);\ x_i = \sqrt{2n(n+1)a_f \cdot t_s} \quad (2)$$

$$x = f(x_i);\ \frac{T_f - T_0}{T_c - T_0} = \left(1 - \frac{x}{x_i}\right)^n \quad (3)$$

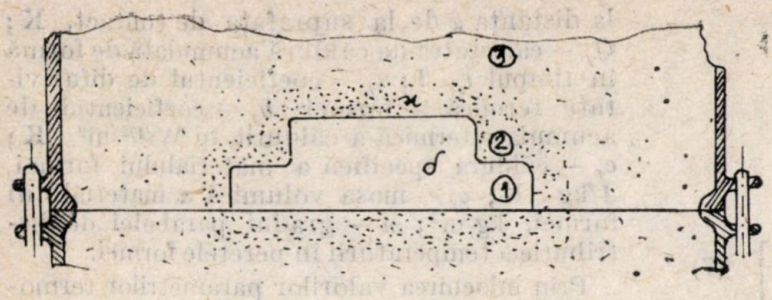


Fig. 6. Schemă tehnologică de folosire a nisipului regenerat

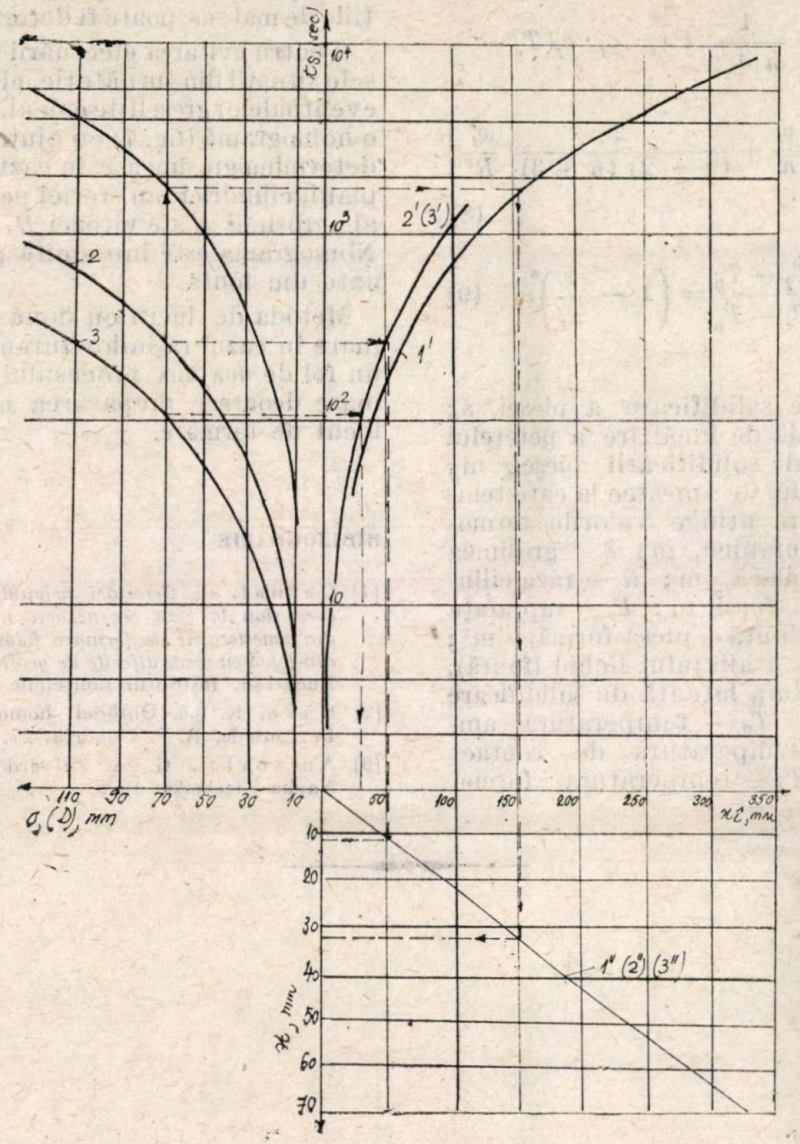


Fig. 7. Nomogramă pentru determinarea grosimii X a stratului de amestec care se termodistruge la solidificare: 1, 1′, 1″ – piesa tip placă; 2, 2′, 2″ – cilindrul; 3, 3′, 3″ – sfera

b) *pentru piese cu pereții de formă cilindrică*:

$$t_s = f(x_i, R);$$

$$t_s = \frac{x_i^2}{2n(n+1)a_f}\left[1 + \frac{4}{3(n+1)}\frac{x_i}{R}\right] \quad (4)$$

$$x_i = f(R);$$

$$Q_f = \frac{1}{n+1} \cdot F \cdot x_i \cdot \rho_f C_f (T_c - T_0)\left(1 + \frac{1}{n+2} \cdot \frac{x_i}{R}\right) \quad (5)$$

$$x = f(x_i); \quad \frac{T_f - T_0}{T_c - T_0} = \left(1 - \frac{x}{x_i}\right)^n \quad (6)$$

c) *pentru piese de formă sferică*:

$$t_s = f(x_i,\ R);$$

$$t_s = \frac{x_i}{2n(n+1)\cdot a_f}\left[1 + \right.$$

$$\left. + \frac{8}{3(n+2)}\frac{x_i}{R} + \frac{3}{(n+2)(n+3)}\frac{x_i^2}{R^2}\right] \quad (7)$$

$$x_i = f(R); \quad Q_f = \frac{1}{n+1} F x_i \cdot \rho_f \cdot c_f (T_c -$$

$$- T_0)\left[1 + \frac{2}{n+2}\frac{x_i}{R} + \frac{2}{(n+2)(n+3)}\cdot\frac{x_i^2}{R^2}\right] \quad (8)$$

$$x = f(x_i); \quad \frac{T_f - T_0}{T_c - T_0} = \left(1 - \frac{x}{x_i}\right)^n \quad (9)$$

în care:

t_s este durata de solidificare a piesei, s; x_i — adîncimea totală de încălzire a peretelui formei în momentul solidificării piesei, m; x — grosimea stratului de amestec la care temperatura de încălzire atinge valorile termodistrucției rășinii furanice, m; δ — grosimea piesei în formă de placă, m; R — raza cilindrului, respectiv a sferei, m; F — suprafața de schimb de căldură piesă-formă, m^2; ρ_a — masa volumică a aliajului lichid (fontă), în kg/m^3; L_a — căldura latentă de solidificare a aliajului, J/kg; T_0 — temperatura ambiantă, K; T_c — temperatura de contact piesă-formă, K; T_f — temperatura formei la distanța x de la suprafața de contact, K; Q_f — cantitatea de căldură acumulată de formă în timpul t_s, J; a_f — coeficientul de difuzivitate termică a formei; b_f — coeficientul de acumulare termică a căldurii, în $Ws^{1/2}/m^2 \cdot K$; c_f — căldura specifică a materialului formei, $J/kg \cdot K$; ρ_f — masa volumică a materialului formei, kg/m^3; n — gradul parabolei de distribuție a temperaturii în peretele formei.

Prin înlocuirea valorilor parametrilor termofizici și ai geometriei pieselor și formelor în relațiile de mai sus, poate fi determinată grosimea x.

Pentru evitarea efectuării calculelor în diversele situații din turnătorie, cît și pentru evitarea eventualelor greșeli de calcul, autorii au întocmit o nomogramă (fig. 7) cu ajutorul căreia se poate determina grosimea x, în cazul pieselor cu pereți plani, cilindrici sau sferici pentru diferite valori ale grosimii x, ale vitezei R, a pieselor turnate. Nomograma este întocmită pentru piesele turnate din fontă.

Metoda de lucru cu două amestecuri de formare în cazul rășinilor furanice nu aduce nici un fel de neajuns procesului tehnologic de formare deoarece prepararea se execută chiar la locul de formare.

BIBLIOGRAFIE

[1] Cernat, C. *Cercetări privind procesele fizico-chimice care stau la baza regenerării nisipurilor de turnătorie din amestecurile de formare folosite la turnarea pieselor din fontă cu grade diferite de grafitizare (teză de doctorat)*. București, Institutul politehnic — București, 1986.

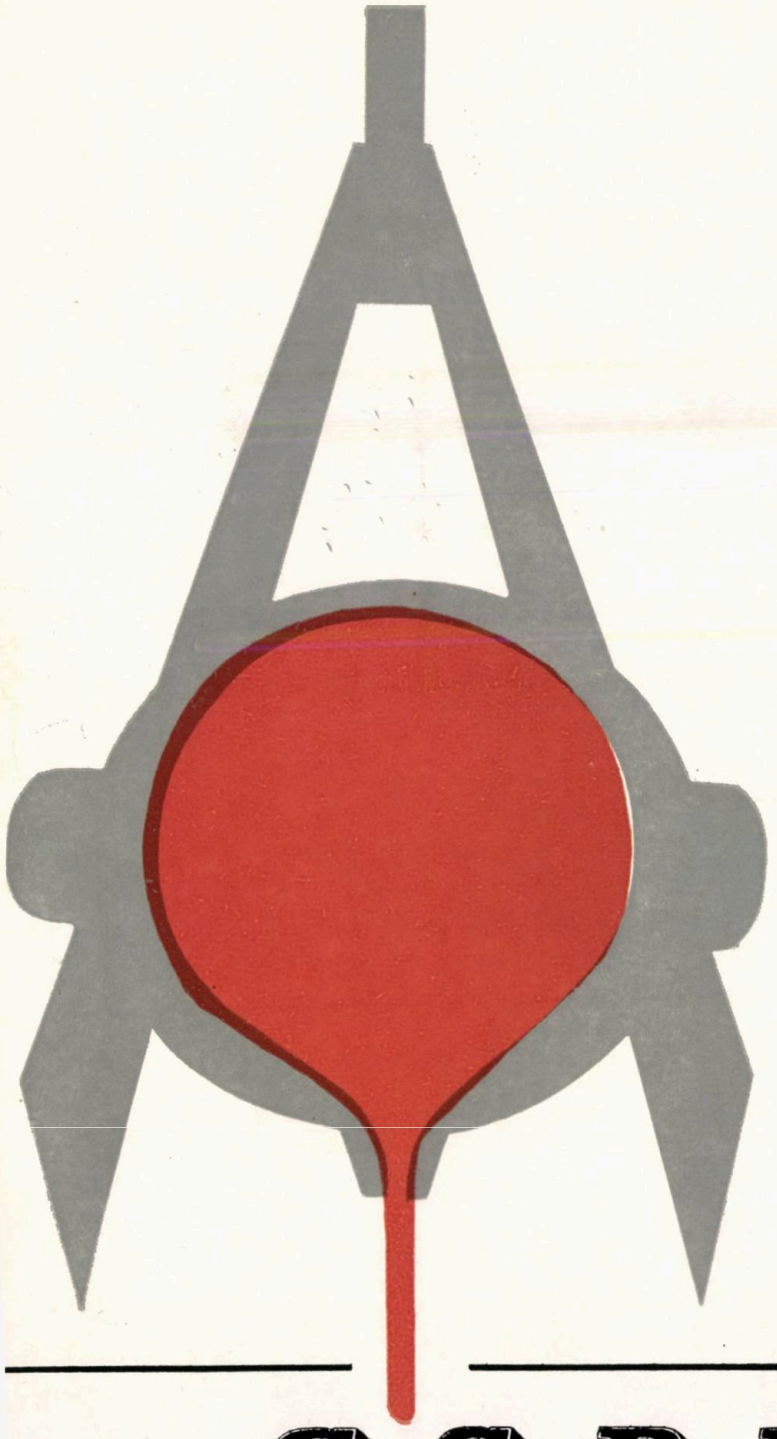
[2] Bako, K. ș.a. Öntödei homokkevrekek regeneralasa In: Ontode, R. P. Ungaria, 27, nr. 6, 1976.

[3] Anisovici, G. A. Zatverdevaniia otlivok. Minsk, Nauka i technika, 1979.

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS KÖNYVTÁR

Centrul de Cercetari și Proiectari pentru Fabricație Produse Siderurgice Hunedoara

Execută pe bază de comenzi:



— studii și lucrări de cercetare

— proiecte și documentații tehnice de execuție

— analize de laborator pentru determinări fizice și chimice în domeniul perfecționării producției de cocs, aglomerat fontă, oțel și laminate

C C P F P S

— HUNEDOARA —

1988 AUG 0 4

E3280

KOU

METALURGIA

1987 DEC 22

11

METALURGIA • BUCUREŞTI • ANUL XXXIX • NR. 11 • NOIEMBRIE 1987

INTREPRINDEREA PRODUCE :

- MATERIALE ABRAZIVE (de calitate superioară)
  - CARBURĂ DE SILICIU
  - ELECTROCORINDON
- CORPURI ABRAZIVE (o gama variata de forme și dimensiuni)
- ABRAZIVI PE SUPORT (o gamă mare de sortimente)

- MATERIALE ELECTROCĂRBUNOASE (de diferite sortotipuri)
  - ELECTROZI SIDERURGICI
  - ELECTROZI DE BATERII
  - ELECTROZI DE CRĂIȚUIRE

CLUJ - NAPOCA

PIAȚA 1 MAI NR. 3

TEL.: 32047 TELEX: 31364

METALURGIA

Anul 39 Nr. 11 Noiembrie 1987

CUPRINS

Dumitrescu, C., Vlasie, M., Albăstroiu, P., Firescu, V., Grecu, D. şi *Apostol, A.* : **Cercetări privind valorificarea smoalei de cocserie** 521

Ţocu, P., Iacoban, I. şi *Lazăr, D.* : **Studierea influenţei participării fracţiilor fine din amestecul de aglomerare asupra parametrilor de proces** 526

Hătărăscu, Ov., Hriţac, Mariana şi *Hriţac, M.* : **Metalurgia cu plasmă — realizări şi perspective** 529

Moldoveanu, Cristina şi *Teacă, Mihaela* : **Noi tehnologii aplicate în elaborarea oţelurilor de rulmenţi de calitate** 536

Pârvu, Gh., Dumitrescu, A. T., Gherghişor, G., Miron, V., Winckelbauer, C. şi *Ionescu, Florentina* : **Cercetări privind optimizarea prin metoda simulării parametrilor de procesare la rece a benzilor din oţel electrotehnic cu grăunţi orientaţi** 542

Teodorescu, M., Georgescu, C. şi *Stanciu, C.* : **Caracteristici de rezistenţă ale unui oţel inoxidabil durificat prin precipitare** 546

Petrescu, Maria, Isac, Mihaiela, Radu, I., Morcan, Gh., Bojin, D. şi *Călin, Mariana* : **Sisteme de materiale şi procedee de turnare a aliajelor antifricţiune pentru cuzineţi** 551

Cohn, E., Ionescu, Cornelia şi *Rădoi, I.* : **Consideraţii asupra dezbaterii miezurilor din piesele turnate din aliaje feroase şi bronzuri** 556

Pitariu, Ana, Tăutu, Gr., Aldea, Eugenia, Cosneanu, C. şi *Vasilescu, V.* : **Aspecte ale utilizării bentonitelor organofilizate ca antideponenţi la prepararea vopselelor pentru turnătorie** 559

Cocolaş, S. şi *Cohn, E.* : **Instalaţie de realizare a vidului în condiţii de laborator pentru executarea formelor şi a miezurilor vidate** 562

Negrea, I. şi *Roşca, Cristina* : **Optimizarea procesului de rectificare cu corpuri abrazive** 563

CRONICĂ 566

REVISTA REVISTELOR 545, 558

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P. O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Președintele colegiului de redacție: prof. dr. ing. L. SOFRONI

Redactor: ELENA PÂRVU
Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon: 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament: lei 180 anual. Costul unui exemplar: lei 15. Tiparul — Intreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 1573

CONTENTS

MŰSZAKI INFORMÁCIÓS SZOLGÁLAT KÖNYVTÁRA

DC: 662.749.38

Dumitrescu, C, Vlasie, M., Albăstroiu, P., Firescu, V., Grecu, D. and Apostol, A.: **Researches on the upgrading of coking pitch**

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 521—525

DC: 622.785

Ţocu, P., Iacoban, I. and *Lazăr, D.*: **The study of the influence of the participation of fine fractions of the sintering mix on the process parameters**

By analysing the low quality of raw material grain size, the authors establish experimentally that by increasing the rate of under 1 mm granulometric fractions from 34 to 45% in the sintering mix, because of the decrease of sinter mechanical strength, the coke specific consumption increases by 40%, while the process production rate decreases by 7%.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 526—528

DC: 533.9 : 669

Hătărăscu, Ov., Hriţac, Mariana, and *Hriţac, M.*: **Present and future of plasma metallurgy**

In the first part of the paper, the authors analyse the phenomena related to the formation of plasma and plasma arc. The authors show the elements of plasma generators and the conventional types of generators which are frequently used in the metallurgical processes.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 529—535

DC: 669.14.018.29.3

Moldoveanu, Cristina, Teacă, Mihaela: **New technologies applied in high quality ball bearing steelmaking**

In the paper the authors show that the improvement of the existing technologies and the introduction of secondary refining processes lead to new possible methods which can contribute to increase the quality of ball bearing steels.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 536—541

DC: 669 : 14—418 : 621.3

Pârvu., Gh., Dumitrescu, T. D., Gherghişor, G., Miron, V., Winckelbauer, C. and *Ionescu, Florentina*: **Researches on the optimization by a simulation method of the parameters of oriented grain electrical steel strip cold processing**

With the help of a laboratory method of simulating the processing flow from hot rolled strip in final strip with oriented grains, the authors studied the influence of technological parameter variation on the development of secondary recrystallization. The technological parameters to be considered are the normallizing temperature, the intermediary quenching temperature, the reduction degree during the second cold rolling and the final thickness.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 542—545

DC: 669.14.018.8

Teodorescu, M., Georgescu C., and *Stanciu, C.*: **Characteristics of the strength of hardening stainless steel by precipitation**

The authors analyse for the 20— + 343°C temperature range the strength characteristics of certain forged and extruded products. This type of steel is designed for highly stressed components with a high reliability degree for nuclear industry.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 546—550

DC: 621.893 :621—43

Petrescu, Maria, Isac, Mihaela, Radu, I., Morcan, Gh., Bojin, D. and *Călin, Mariana:* **Material system and casting processes for antifriction alloys for bearing**

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 551—555

DC: 621.747 : 669.15—192

Cohn, E. and *Ionescu, Cornelia*: **Considerations on the knock-out of sand in ferrous alloy castings and bronzes**

The authors analyse the influence of micronized cellulose introduced in the composition of foundry sand based on dextrine, flax oil, furanic resin, sodium silicate and vinyl binder in a 1% rate with a view to increasing the knock-out capacity of sands made of this mix.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 556—558

DC: 667.636.22

Pitariu, Ana, Tăutu, G., Aldea, Eugenia, Coşneanu, C. and *Vasilescu, O,*: **Aspects of the use of bentonites susceptible to organic materials as antideposition agents during the preparation of paints for foundry**

Starting from the necessity of upgrading the Romanian raw materials, the authors completed, after researches, several bentonites susceptible to organic materials (SEDISTOR type).

This product which belongs to the suspension stabilizer category will replace similar import products used in the industry of refractory paint.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 559—561

DC: 621, 743 : 669—982

Cocolaş, S. and *Cohn, E.*: **Vacuum obtaining process in laboratory conditions for vacuumed moulds and sands**

The paper presents a laboratory installation with the help of which a vacuum may be obtained during the passage of 0,65 daN/cm² pressure agent through a „vacuum pomp". Moreover, the authors establish the relationship between the vacuum thus obtained and the pressure of the compressed air thus created.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 562

DC: 621.921

Negrea, I. and *Roşca, Cristina*: **Optimizing the grinding process with abradant bodies**

The efficiency of the grinding process is estimated with the help of the cutting yield and the superficial fineness degree or the microhardness of the grinding parts.

As a consequence of the measurements and determinations carried out, the authors noticed that the intensification of the grinding parameters determines undesired modifications in the part : the decrease of the tensile, wear and fatigue strenght, the decrease of the rectified layer microhardness with negative effect on the operation behaviour of the rectified parts.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 563—565

INHALT

DK: 662.749.38

Dumitrescu, C., Vlasie, M., Albăstroiu, P., Firescu, N., Grecu, D. und *Apostol, A.*: **Untersuchungen betreffend der Kokspechverwertung**

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 521—525

DK: 622.785

Ţocu, P., Iacoban, I. und *Lazăr, D.*: **Untersuchung der Wirkung des Beitrages der Feinbrüche aus einem Agglomerationsgemisch, auf den Prozessparametern**

Anhand einer Analyse der unentsprechenden Qualität der Rohstoffkörnigkeit wurde experimentell festgesetzt, dass, mittels der Vergrösserung des Wertes der granulometrischen Brüche von weniger als 1mm, zwischen 34% und 45% aus dem Agglomerationsgemisch, und infolge der Verminderung der mechanischen Festigkeit des Agglomerats, wächst der spezifische Koksverbrauch mit annähernd 40%, während die Leistungsfähigkeit des Prozesses mit annähernd 7% abnimmt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 526—528

DK: 533.9 : 669

Hătărăscu, Ov., Hriţac, Mariana und *Hriţac, M.*: **Gegenwart und Voraussichten der Plasmametallurgie**

Im ersten Teil der Arbeit werden einige Erscheinungen analysiert, die mit der Bildung der Plasma und dem Plasmabogen verbunden sind. Es werden einige für die Plasmageneratoren grundlegende konstruktive Elemente, wie auch einige übliche Generatorarten die in den metallurgischen Vorgängen verwendet werden, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 529—535

DK: 669.14.018.29.3

Moldoveanu, Cristina, Teacă, Mihaela: **Neue Herstellungstechnologien für Qualitätswälzlagerstähle**

In der vorliegenden Arbeit wird über die Vervollkommung der vorhandenen Technologien und der Einführung einiger Sekundärfrischverfahren, die zur Verbesserung der Qualität der Wälzlagerstähle führen, berichtet.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 536—541

DK: 669 : 14—418 : 621.3

Pârvu, Gh., Dumitrescu, T. D., Gherghişor, G., Miron, V., Winckelbauer, C. und *Ionescu, Florentina*: **Erforschungen betreffs der Optimierung, mittels der Kaltwalzparametern, der aus elektrotechnischen Stahl hergestellten Bänder**

Anhand einer Labormethode für das Simulieren des „Warmbandkornorientiertem Fertigband" — Prozessflusses, wurde der Einfluss der Schwankungen einiger technologischen Parametern auf den Verlauf der Sekundärrückkristallisation erforscht. Die analysierten verfahrenstechnischen Parametern sind: die Normalglühtemperatur, die intermediäre Glühtemperatur, der Reduktionsgrad während der zweiten Kaltphase und die Enddicke.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 542—545

DK: 669.14.018.8

Teodorescu, M., Georgescu, G. und *Stanciu, C.*: **Widerstandseigenschaften eines ausscheidungsgehärteten nichtrostenden Stahls**

In der Arbeit werden die Widerstandseigenschaften einiger geschmiedeten und stranggepressten Produkte, die aus ausscheidungsgehärteten nichtrostendem Stahl hergestellt wurden, für Temperaturbereiche von +20°C bis +343°C analysiert. Der o.g. Stahl ist für hochbeanspruchte Bestandteile, die eine hohe Widerstandsfähigkeit aufweisen und in der Kernenergetik angewandt werden, vorgesehen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 546—550

DK: 621.893 :621—43

Petrescu, Maria, Isac, Mihaela, Radu, I., Morcan, Gh., Bojin, D. und *Călin, Mariana*: **Werkstücksysteme-und Verfahren für das Giessen von Lagerlegierungen für Lagerschalen**

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 551—555

DK: 621.747 : 669.15—192

Cohn, E. und Ionescu, Cornelia: **Betrachtungen betreffend das Ausschlagen des Gussstückkerns der Eisenlegierungen und der Bronze**

In der Arbeit wird der Einfluss der mikronisierten Zellulose aus der Zusammensetzung der auf Basis von Dextrin, Flachsöl, Furanharz, Natriumsilikat und Vinylbinder, in Anteilen von 1% vorkommenden Formsande, angesichts der Vergrösserung der Ausschlagensfähigkeit der aus den o.g. Gemischen hergestellten Kerne, analysiert.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 556—558

DK: 667.636.22

Pitariu, Ana, Tăutu, G., Aldea, Eugenia, Cosneanu, C. und *Vasilescu, O*: **Einige Ansichten betreffend den Einsatz des organo-filisierten Bentonits, als Antideponent bei der Vorbereitung der Giessereifarben**

Ausgehend von der Notwendigkeit der hochwertigen Verwertung der inländischen Rohstoffe, wurden mehrere Varianten von organo-filisierten Bentoniten (DEDISTOP-Typ) ausgeführt. Dieses Produkt gehört der Gruppe der Suspensionsstabilisatoren an. Nach der Homologierung wird das o.g. Produkt als Ersatz für einige gleichartige ausländische Produkte, die in der Industrie bei der Herstellung von wärmebeständigen Farben verwendet werden, eingesetzt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 559—561

DK: 621.743 : 669—982

Cocolaş, S. und *Cohn, E*: **Laborbedingte Vakuumherstellungsverfahren zwecks der Herstellung von Vakuumformen — und Kerne**

In der vorliegenden Arbeit wird eine experimentelle Anlage dargestellt, mit derer Hilfe während des Übergangs eines Druckmittels von etwa 0,65 daN/cm² durch eine „Vakuumdüse" ein Vakuum hergestellt wird.

Es wird ebenfalls die Abhängigkeit des hergestellten Vakuums vom Luftdruck, mittels dessen er gewonnen wird, festgesetzt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 562

DK: 621.921

Negrea, I. und *Roşca, Cristina*: **Optimierung des Rektifikationsprozesses, auf Basis von Abriebkörpern**

Der Wirkungsgrad des Rektifikationsprozesses wurde mit Hilfe des Zerspanungswirkungsgrades, des Oberflächenfeinheitsgrades oder der Mikrohärte eingeschätzt. Als Folge der ausgeführten Messungen und Bestimmungen wurde festgesetzt, dass die Intensivierung einiger Parametern des Rektifikationsprozesses im Werkstück einige ungünstige Veränderungen mit sich bringt, und zwar: Verminderung der Verschleiss — und Zugfestigkeit, Verminderung der Mikrohärte des rektifizierten Überzugs; mit negativen Wirkungen auf das Betriebsverhalten der rektifizierten Werkstücke.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 563—565

SOMMAIRE

CD: 552.749.38

Dumitrescu, C, Vlasie M., Albăstroiu, P., Firescu, V., Grecu, D. et Apostol. : **Recherches sur la mise en valeur des poix de cokerie**

Metalurgia 38 (1987), nr. 11, p. 521—525

CD : 622.785

Ţocu, P., Iacoban, I. et *Lazăr, D.* : **L'analyse de l'influence de la participation des fractions fines du melange d'agglomération sur les paramètres du processus**

Par l'analyse de la qualité noncorrespondante de la granulation des matières premières, les auteurs ont constaté que l'augmentation de 34 à 35 % de la quantité de fractions granulomètriques sous 1 mm dans le melange d'agglomération (étant donné la diminution de la résistance mécanique de l'agglomeré) contribue à l'augmentation d'environ 40 % de la mise au mile de coke tandis que la productivité du processus baisses d'environ 7 %.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 529—535

CD : 533.9 : 669

Hătărăscu, Ov., Mariana, Hriţac et *Hriţac, M.* : **Le situation actuelle et les perspectives de la métallurgie au plasma**

Les auteurs analysent les phénomènes concernant la formation du plasma et de l'arc de plasma. On présente les éléments de construction de générateurs de plasma et les principaux types de générateurs utilisés en métallurgie.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 536—541

CD : 669.14.018.29.3

Moldoveanu, Cristina, Teacă, Mihaela : **Nouvelles technologies appliquées à l'élaboration des aciers pour roulements de qualité supérieure**

La mise au point des technologies existantes et l'introduction des processus de raffinage secondaire contribuent à l'amélioration de la qualité des aciers pour roulements.

Metalurgia 39(1987), nr. 11, p. 542—545

CD : 669 : 14—418 : 621.3

Pârvu, Gh., Dumitrescu, T.D., Gherghişor, G., Miron, Vr., Winckelbauer, C. et *Ionescu, Florentina* : **Recherches sur l'optimisation par la méthode de la simulation des paramètres de traitement à froid des bandes en acier électrotechnique à grains orientés**

En utilisant une méthode de simulation en laboratoire de l'opération de transformation de bande laminée à chaud en bande finale à grains orientés, on a étudié l'influence de la variation de certains paramètres technologiques sur la recristallisation secondaire. Les paramètres technologiques analysés sont la température de normalisation, la température de recuit intermediaire, le degré de réduction au second laminage à froid et l'épaisseur finale.

Metalurgia 39(1987), nr. 11, p. 542—545

CD : 669.14.018.8

Teodorescu, M., Georgescu, C. et *Stanciu, C.* : **Les caractéristiques de résistance d'un acier inoxydable durifié par précipitation**

Les auteurs analysent les caractéristiques de résistance de certains produits forgés et extrudés, en acier inoxydable durifié par précipitation, dans l'intervalle de température + 20°C à + 343°C. Ce type d'acier est destiné à la construction des composants hautement sollicités, à haut degré de fiabilité pour l'énergetique nucléaire.

Metalurgia 39(1987), nr. 11, p. 546—550

CD : 621.893 :621—43

Petrescu, Maria, Isac, Mihaela, Radu, I., Morcan, Gh., Bojin, D. et *Călin, Mariana:* **Systèmes de matériaux et de processus de coulée des alliages antifriction pour coussinets**

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 551—555

CD : 621.747 : 669.15—192

Cohn, E. et *Ionescu, Cornelia* : **Considérations sur le décochage des noyaux des pièces moulées en alliages ferreux et en bronze**

Les auteurs analysent l'influence de la cellulose micronisée introduite dans la composition des melanges de coulée à base de dextrine et d'huile de lin, de résine furannique, de silicate de sodium et de liant vinylique en proportion de 1 %, afin d'augmenter la capacité de décochage des noyaux confectionnés à l'aide des melanges ci-haut mentionnés.

Metalurgia 39(1987), nr. 11, p. 556—558

CD : 667.636.22

Pitariu, Ana, Tăutu, G., Aldea, Eugenia, Cosneanu, C. et *Vasilescu, O.* : **Aspects de l'utilisation des bentonites organophylisées en tant qu'antidéposants lors de la préparation des peintures de fonderie**

Pour mettre en valeur les matières premières indigènes, les auteurs ont réalisés, à la suite des recherches, plusieures variantes de bentonites organophylisées (du type Sedistor).

Ce produit est un stabilisateur de suspension et, à la suite de l'homologation, remplacera les produits similaires d'importation utilisés dans l'industrie des peintures refractaires.

Metalurgia 39(1987), nr. 11, p. 559—561

CD : 621.743 : 669—982

Cocolaş, S., Sofroni. L. et *Cohn, E.* : **Processus d'obtention du vide en conditions de laboratoire pour la fabrication des moules et des noyaux vidés**

L'article présente une installation de laboratoire pour l'obtention du vide lors du passage par une „trompe à vide" d'un agent sous pression d'environ 0,65 daN/cm². On établit également la dépendance entre le vide réalisé et la pression de l'air comprimé.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 562

CD : 621.921

Negrea, I. et *Roşca, Cristina* : **Optimisation du processus de rectification à l'aide des corps abrasifs**

L'efficacité du processus de rectification est estimée par le rendement de l'enlèvement de copeaux et par de degré de finesse superficielle ou la microdureté de la pièce rectifiée. À la suite des mesures et des déterminations effectuées, on a constaté que l'intensification de certains paramètres du processus de rectification provoque des modifications néfavorables : la diminution de la résistance à la traction à l'usure et à la fatigue, la diminution de la microdureté de la couche rectifiée à effets négatifs sur le comportement des pièces rectifiées.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 563—565

СОДЕРЖАНИЕ

ДК 662.749.38.

Думитреску, К., Власие, М., Албэстрою, П., Фиреску, В., Греку, Д. и *Апостол, А.*: **Исследования использования коксовой смолы**

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 521—525

ДК: 622.785

Цоку, П., Якобан, И. и *Лазэр, Д.*: **Изучение влияния осаждения тонких фракций в агломерационной смеси на параметры процесса**

Изучая несоответствующее качество зернистости сырья экспериментально было определено, что увеличением доли агломерационной смеси гранулометрических фракций ниже 1 мм от 34% до 45%, из-за снижения механического сопротивления агломерата, удельный расход кокса увеличивается на 40%, а производительность процесса уменьшается на приблизительно 7%.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 526—528

ДК: 533.9: 669

Хэтэрэску, О, Хрицак, Марияна и *Хрицак, М.*: **Настоящее и будущее плазменной металлургии**

В работе изучены влияния, связанные с образованием плазмы и плазменной дуги. Представлены конструктивные элементы, лежащие в основе плазменного генератора и самые обыкновенные типы этих генераторов в металлургических процессах.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 529—535

ДК: 669.14.018.29.3

Молдовеану, Кристина, Теакэ, Михаела: **Новые технологии, используемые при выплавке качественных подшипниковых сталей**

В работе отмечается, что усовершенствование существующих технологий и введение способа вторичного рафинирования способствуют улучшению качества подшипниковых сталей.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 536—541

ДК: 669:14-418: 621.3

Пырву, Г., Думитреску, Т., Гергишор, Г., Мирон, В., Винкелбауер, К. и *Ионеску, Флорентина:* **Исследования относительно оптимизации методом моделирования параметров холодной обработки полос из электротехнической стали с ориентированными зернами**

Используя метод лабораторного моделирования потока обработки из горячекатанной полосы в конечную полосу с ориентированными зернами изучено влияние вариации технологических параметров на степень протекания вторичной рекристализации. Анализированные технологические параметры являются: температура нормализации, температура промежуточного отжига, степень обжатия при второй холодной прокатке и конечная толщина.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 542—545

ДК: 669.14.018.8

Теодореску, М., Джеорджеску, К. и *Станчю, К.*: **Характеристики сопротивления дисперсионно затвердевшей нержавеющей стали**

При интервале температур +20°C—+343°C анализированы характеристики сопротивления кованых и экструдированных изделий из дисперсионно затвердевшей нержавеющей стали. Эта сталь предназначена сооружению компонентов с сильной нагрузкой и высокой надежностью работы для атомной энергетики.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 546—550

ДК: 621.893 :621—43

Петреску, Мария, Исак, Михаела, Раду, И. Моркан, Г., Божин, Д. и *Кэлин Мариана*: **Системы материалов и способы разливки антифрикционных сплавов для втулок**

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 551—555

ДК: 621.747: 669.15.192

Коон, Е. и *Ионеску, Корнелия:* **Соображения относительно выбивки стержней из отливок из железных сплавов и бронзов**

Анализируется влияние микронной целлюлозы, вводимой в состав формовочных смесей на основе декстрина и льняного масла, фурановой смолы, силиката натрия и винилового связующего вещества в пропорциях 1% для увеличения способности выбивки изготовленных стержней из этих смесей.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 556—558

ДК: 667.636.22

Питарю, Ана, Тэуту, Г., Алдеа, Еуджения, Коснеану, К. и *Василеску, О.*: **Аспекты использования органофилизирующих бентонитов как антиденоненты при изготовлении красок для литейных цехов**

Исходя от необходимости высшего освоения отечественного сырья авторы предлогают несколько вариантов органофилизирующих бентонитов (типа SEDISTOP).

Этот продукт из категории стабилизаторов суспензии и после утверждения заменит импортные подобные продукты, используемые в промышленности огнеупорных красок.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 559—561

ДК: 621.743: 669-982

Коколаш, С., Софрони, Л. и *Коон, Е.*: **Способ образования в лабораторных условиях вакуума для изготовления вакуумных форм и стержней**

В работе представлена лабораторная установка с помощью которой можно реализовать вакуум при проходе через *вакуумную трубу* агента под давлением около 0,65 даН/см². Также определяется и зависимость между образованным вакуумом и созданным давлением сжатого воздуха.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 562

ДК: 621.921

Негреа, И. и *Рошка, Кристина:* **Оптимизация процесса шлифования абразивных тел**

Эффективность процесса шлифования оценивается коэффициентом резания и степенью поверхностной тонкости или микроплотностью шлифованных деталей.

Проведенными измерениями и определениями установлено, что интенсификация параметров процесса шлифования вызывает в детали нежелательные изменения: снижение сопротивления растяжению, износу и усталости, снижение микротвердости шлифованного слоя с отрицательными эффектами на поведение при эксплуатации шлифованных деталей.

Metalurgia 39 (1987), nr. 11, p. 563—565

METALURGIA 11
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI AL CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Dr. ing. C. Dumitrescu, ing. N. Vlasie
ing. P. Albăstroiu ICEM — Bucureşti
ing. V. Firescu — M.I.M. ing. D. Grecu şi
ing. A. Apostol C.S. — Galaţi

Cercetări privind valorificarea smoalei de cocserie

CZ : 662.749.38

Smoala se prezintă sub forma unui material bituminos termoplastic, care la temperatura normală prezintă un aspect solid, sticlos, de culoare neagră cu luciu.

La temperaturi între 50 şi 100°C smoala se înmoaie, iar încălzită în continuare se transformă într-un lichid vîscos care prezintă o variaţie directă a viscozităţii cu temperatura. Valoarea viscozităţii smoalei este măsurată curent prin determinarea punctului de înmuiere, temperatură la care smoala capătă o anumită viscozitate (temperatura de echiviscozitate) impusă de metoda de determinare. În R.S. România sînt standardizate metodele de determinare după Krammer Sarnov pentru smoalele speciale şi metoda inel şi bilă.

Cea mai importantă caracteristică a smoalei de cocserie constă în proprietatea de liere, conferită de componenţii cu greutăţi moleculare medii şi mari.

Din acest punct de vedere, smoala se caracterizează prin conţinutul de substanţe insolubile în benzen şi insolubile în chinolină sau ulei de antracen ; în cazul smoalelor normale din R.S. România, valorile sînt de ordinul a 15—25% şi respectiv 2—8%, condiţionate de calitatea gudroanelor care se prelucrează.

Odată cu dezvoltarea industriei cocsochimice s-a pus problema valorificării superioare a smoalei normale care nu avea utilizare sigură, în condiţiile creşterii necesarului de smoală specială liant pentru anozii folosiţi la producerea aluminiului şi pentru producerea electrozilor siderurgici grafitaţi.

Chiar în condiţiile utilizării întregii cantităţi necesare de smoale speciale pentru industria de electrozi şi produse carbonice, rămîn totuşi cantităţi importante de smoală nefolosite. În acest scop, cercetările efectuate au urmărit producerea *smoalei ameliorant* pentru şarja de cocsificare, a *smoalei liant* pentru construcţia de drumuri şi a cocsului de smoală grafitabil cu structură orientată.

Producerea smoalelor speciale pentru electrozi şi pentru produse carbonice

Tipurile de smoală folosite drept liant la producerea electrozilor grafitaţi şi a anozilor variază relativ puţin între ele din punct de vedere calitativ, deosebindu-se de smoala normală prin conţinuturi ridicate de componenţi cu masă moleculară medie şi mare.

Fracţia din smoală care influenţează puternic calitatea de liant, în special în cazul producerii electrozilor grafitaţi, este *fracţia beta* insolubilă în benzen, dar solubilă în chinolină (ulei de antracen).

Pentru creşterea conţinutului de *fracţie beta* pînă la valorile cerute, smoala normală trebuie supusă unui tratament termic la temperaturi de 300—400°C, cînd se produc reacţii de polimerizare şi policondensare cu formare de compuşi care se încadrează în *fracţia beta* şi *fracţia alfa* secundară [3], [4].

În figura 1 se prezintă schematic modificarea structurii chimice a smoalei în urma tratamentului termic la smoala pentru electrozi.

Fracţiile beta şi alfa secundare permit, ca în cursul procesului de cocsificare a smoalei la temperaturi de 400—500°C, în smoala lichidă să se formeze cristale lichide de *mezofază*.

Smoalele cu conţinut ridicat de fracţie beta şi alfa secundare permit creşterea şi orientarea mezofazei cu producerea unui cocs anizotrop cu coeficient de dilatare redus şi uşor grafitizabil.

Acest flux a permis producerea necesarului de smoală liant la caracteristicile cerute.

Capacitatea de liere a smoalei liant pentru electrozi este influenţată în mare măsură de comportarea sa termoplastică în fazele de malaxare şi de presare.

Avînd în vedere variaţia viscozităţii smoalelor cu temperatura, punctul de înmuiere a smoalei folosite drept liant se corelează cu

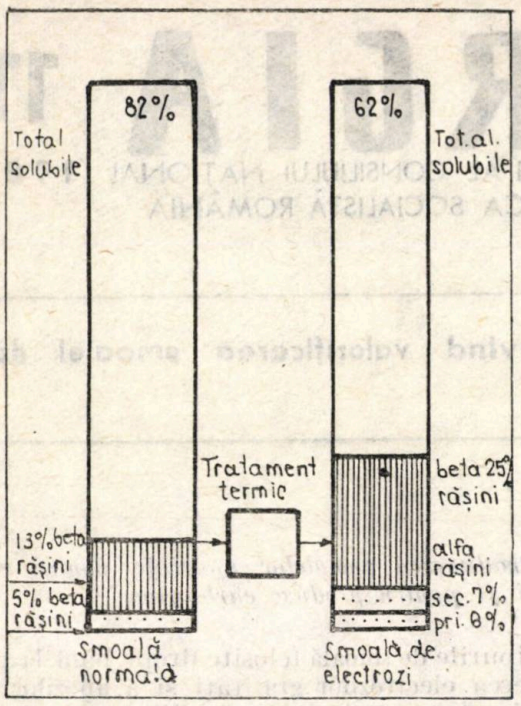


Fig. 1. Modificarea structurii chimice a smoalei în urma tratamentului termic

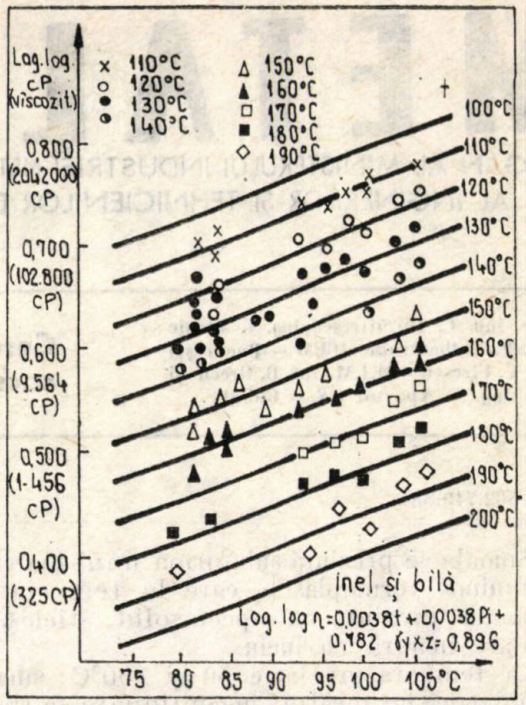


Fig. 2. Corelarea statistică a viscozității cu temperatura și punctul de înmuiere la smoală

temperaturile la care se efectuează malaxarea și presarea pastei, influențînd și procesul de coacere a electrodului.

În cazul unei fabricații continue a smoalei pentru electrozi, folosind o calitate constantă a gudronului, valoarea punctului de înmuiere a produsului poate fi folosită drept parametru de control pentru o automatizare a procesului de prelucrare termică.

În aceste condiții, determinarea punctului de înmuiere conform metodelor standardizate prezintă dezavantajul unui timp lung de lucru și apariția unor erori datorate determinării și modului de prelevare a probelor [6].

În vederea lămuririi acestor probleme s-au efectuat determinări din aceeași calitate de gudron dar cu puncte de înmuiere situate în intervalul 85—105°C inel și bilă [6].

Acestor smoale li s-a determinat viscozitatea la diferite temperaturi în intervalul 11 — —190°C.

Determinările au fost analizate statistic, corelîndu-se viscozitatea cu temperatura și punctul de înmuiere.

Pentru a obține liniarizarea curbelor, valorile determinate ale viscozității au fost logaritmate de două ori (fig. 2).

În scopul caracterizării smoalelor pentru electrozi și pentru stabilirea modificărilor care apar în structura chimică a smoalei în urma tratamentului termic s-au efectuat analize prin metoda spectrală în infraroșu.

Smoala pentru anozi se produce în urma unui tratament termic în reactor tip coloană cu fracțiunea continuă [7]. Corelarea prin analiză statistică a calității smoalei pentru anozi în funcție de calitatea gudronului folosit [6], [7], pe o perioadă de 5 ani, a scos în evidență

Tabelul 1

Calitatea smoalelor speciale fabricate conform normelor R.S.R.

Caracteristicile de calitate	Smoală liant :		Smoala pentru impregnare
	electrozi grafitați	electrozi precopți	
Punct de înmuiere, °C(K.S.)	82—85	88—92	68—72
Insolubile în toluen, %	35—38	36—39	20—25
Insolubile în ulei de antracen (*fracție alfa*), %	11—13	14—16	3—4
Fracție beta %	24—25	22—23	—
Carbon fix, %	53—58	55—60	43—48
Cenușă, %	0,2—0,3	0,2—0,3	0,1—0,2
Sulf, %	0,5—0,7	0,5—07	—
Umiditate, %	0,2—0,5	0,2—0,5	2—3

condiționarea calității smoalei de calitatea gudronului folosit și de modul de efectuare a tratamentului termic.

Smoala specială utilizată drept liant pentru producerea electrozilor grafitați [9] necesită, datorită caracteristicilor de calitate mai pretențioase, realizarea unui flux tehnologic mai complex format din șase faze tehnologice :

— realizarea unei calități constante a gudronului prin amestecarea dozată a diferitelor sorturi de gudron;

— distilarea gudronului condiționat de obținerea unei smoale normale cu punctul de înmuiere la 75 ± 3°C;

— tratamentul termic al smoalei normale la 360°C—380°C în reactoare cu încălzire și cu agitare mecanică;

— distilarea rapidă în vacuum a smoalei tratate termic (numai pentru producerea smoalei cu punctul de înmuiere ridicat);

— omogenizarea finală în faza lichidă a smoalei produse;

— răcirea indirectă cu producerea smoalei anhidre.

Determinările s-au efectuat la Universitatea tehnică din Clausthal — R.F. Germania sub conducerea științifică a profesorului Abel Otto.

În tabelul 2 sînt prezentate caracteristicile de calitate a patru probe de smoală din producția curentă din R.S. România, smoală tratată termic pentru electrozi (proba 1) și smoale normale obținute din distilarea diferitelor sorturi de gudron de cocserie.

Tabelul 2

Caracteristicile tehnice ale smoalelor din producția curentă

Specificații	Punctul de înmuiere, °C	Substanțe insolubile în:		Carbon fix, %
		toluen, %	ulei de antracen, %	
Smoală pentru electrozi	85	35,5	11,3	57,0
Smoală normală din gudron ușor	63	14,7	2,0	40,2
Smoală normală din gudron mediu	54	20,8	4,8	40,1
Smoală normală din gudron greu	60	26,5	11,9	48,0

Spectrele determinărilor asupra probelor de smoală s-au folosit la calculul valorii extincției E și a concentrației relative, a, precum și pentru calcularea procentuală în funcție de valorile măsurate în banda de 6 și 9 microni, aleasă drept bază.

Din rezultatele cantitative reiese influența tratamentului termic aplicat asupra probei 1 la care se constată concentrații mult mai mari în zona din spectru corespunzător aromaticilor (tab. 3).

În ceea ce privește producerea smoalei folosite la impregnare, cu caracteristicile conform tabelului 1 s-au luat în considerare două posibilități: utilizarea unui gudron selectat care să conțină maximum 1% substanțe insolubile în ulei de antracen și îndepărtarea fracției alfa primare din gudron înaintea distilării pentru obținerea smoalei.

Prima metodă poate asigura producerea unor cantități limitate de smoală, dar influențează negativ calitatea generală a gudronului supus prelucrării.

Odată cu creșterea necesarului de electrozi cu caracteristici îmbunătățite și a necesității producerii refractarelor aluminoase și magneziene speciale, a crescut mult cererea pentru acest tip de smoală, concomitent cu cererea îmbunătățirii calității în sensul scăderii conținutului de substanțe insolubile în ulei de antracen și al creșterii randamentului de carbon fix. Pentru realizarea acestor deziderate s-au efectuat cercetări în vederea obținerii unui procedeu de îndepărtare a insolubilelor în ulei de antracen (fracție alfa primară) din gudronul supus distilării prin decantare sau prin filtrare [8].

În scopul obținerii unei separări a fracției alfa s-au efectuat experimentări de separare cu solvenți, s-a utilizat ulei de absorbție din distilarea gudronului (fracție 230—280°C) pentru diluare și fracție 150—180°C de la distilarea petrolului, pentru precipitare. Experimentările s-au efectuat folosind gudron deshidratat amestecat cu solvenți, încălzit sub agitare la 70—75°C și decantat cca 4 ore. După separarea fazelor, extractele au fost distilate pînă la 280°C cu obținerea smoalelor respective. În tabelul 4 este prezentată calitatea materialelor inițiale și după prelucrare inclusiv randamentele de obținere, iar în figura 3 este prezentat graficul ternar al separării.

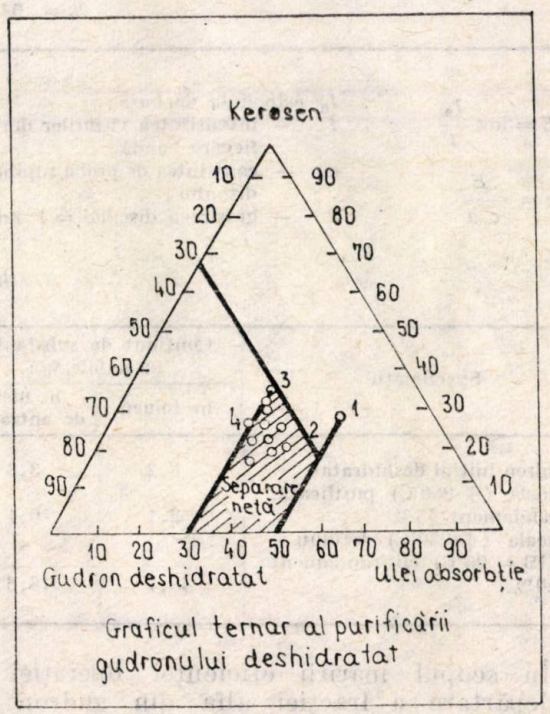


Fig. 3

Tabelul 3

Rezultatele analizelor spectrale în infraroşu la probele de smoală

Lungimea de undă		Probele de smoală			
		1	2	3	4
		11,350·10⁻⁴, g/cm², negru	10,11. 10⁻⁴, g/cm², albastru	9,718. 10⁻³, g/cm², negru	9,387. 10⁻⁴, g/cm², albastru
6,25 1 600 cm⁻¹	C = O C = C	E = 0,364 a = 320,0	E = 0,222 a = 219,6	E = 0,247 a = 264,2	E = 0,387 a = 412,3
		% = 3163	% = 87,4	% = 99,6	% = 111,8
6,9 1 450 cm⁻¹	CH_2	E = 0,115 a = 101,3	E = 0,253 a = 259,2	E = 0,248 a = 256,3	E = 0,346 a = 363,6
		% 100	% 100	% 100	% 100
10,5 952 cm⁻¹	CH_3	E = 0,011 a = 9,7	E = 0,020 a = 19,8	E = 0,08 a = 823	E = 0,089 a = 9,6
		% = 9,5	% = 7,9	% = 32,2	% = 2,6
10,5 925 cm⁻¹	COOH	E = 0,26 a = 22,9	E = 0,019 a = 18,8	E = 0,023 a = 23,7	E = 0,024 a = 25,6
		% = 22,6	% = 7,5	% = 9,3	% = 6,9
11,4 877 cm⁻¹		E = 0,126 a = 111,0	E = 0,118 a = 116,7	E = 0,103 a = 106,0	E = 0,082 a = 87,4
		% = 109,6	% = 46,6	% = 41,5	% = 23,7
11,9 840 cm⁻¹		E = 0,169 a = 148,9	E = 0,123 a = 121,6	E = 0,142 a = 146,1	E = 0,082 a = 87,4
		% = 146,9	% = 48,6	% = 57,2	% = 23,7
12,3 813 cm⁻¹		E = 0,181 a = 159,5	E = 0,178 a = 176	E = 0,169 a = 173,9	E = 0,120 a = 127,2
		% = 157,4	% = 20,3	% = 58,1	% = 34,1
13,0 769 cm⁻¹		E = 0,204 a = 179,7	E = 0,165 a = 163,2	E = 0,180 a = 185,2	E = 0,125 a = 133,2
		% = 177,4	% = 65,2	% = 72,6	% = 36,1
13,5 741 cm⁻¹		E = 0,393 a = 346,2	E = 0,366 a = 362,0	E = 0,370 a = 380,7	E = 0,290 a = 308,9
		% = 341,7	% = 144,6	% = 142,2	% = 83,8
14,1 709 cm⁻¹		E = 0,074 a = 65,2	E = 0,058 a = 57,4	E = 0,064 a = 65,8	E = 0,007 a = 7,45
		% = 64,3	% = 22,9	% = 25,8	% = 2,02

$$E = \log \frac{I_0}{I}$$

$$a = \frac{.E}{c.d}$$

I_0 este linia de bază ;
I — intensitatea vîrfurilor din fiecare bandă ;
c — cantitatea de probă/suprafaţa discului ;
d — grosimea discului = 1 mm

Tabelul 4

Specificaţii	Conţinut de substanţe insolubile, % :	
	în toluen	în ulei de antracen
Gudron iniţial deshidratat	8,2	3,8
Smoala (+ 280°C) purificată, randament 75 %	2,1	0,1
Smoala (+ 280°C) reziduu (IB = 95°C) cu randament 20 %	43,7	18,6

În scopul măririi eficienţei operaţiei de îndepărtare a fracţiei alfa din gudron s-a studiat procesul de filtrare.

Filtrarea s-a realizat la temperatura de 110 —150°C şi la presiuni de 6—7 bari folosind pînze de filtru din bumbac şi material sintetic.

Experimentările au stabilit următoarele : gudronul supus filtrării trebuie în prealabil deshidratat ; materialele filtrante utilizate trebuie să asigure îndepărtarea completă a fracţiei alfa, permiţînd trecerea insolubilelor în benzen.

Condiţiile optime de filtrare stabilite sînt : temperatura — 120 — 140°C ; presiunea — 5—6 bari şi viteza de filtrare realizată la 80 kg/m.² h. Reziduul de filtrare s-a obţinut în stare uscată şi conţine totalitatea cantităţii de *fracţie alfa* şi cenuşi din gudronul iniţial.

Realizarea unei tehnologii sigure de purificare a gudronului la nivel industrial va asigura utilizarea superioară a întregii cantităţi de smoală disponibilă atît prin producerea necesarului de smoală pentru impregnarea electrozilor cît şi prin producerea cocsului necesar industriei de electrozi.

Obținerea cocsului de smoală cu structură grafitizabilă

Producerea electrozilor grafitați pentru cuptoarele electrice de elaborare a oțelului în condiții de mare putere (UHP) necesită asigurarea unui cocs cu o singură anizotropă dezvoltată și un înalt grad de puritate chimică — *cocsul acicular.*

Cînd materiile prime de natură petrolieră, care permit producerea unei asemenea calități de cocs, nu asigură fabricarea întregului necesar, excedentele existente de smoală, după purificare, pot completa această lipsă.

Tabelul 5

Electrozii grafitați de ∅ 600 mm fabricați cu aceeași smoală și cu cocsuri diferite; valori medii pe loturi

Caracteristicile fizico-mecanice	Unitatea de măsură	Cocs normal de petrol	Cocs acicular de petrol	Cocs acicular de smoală
Densitate aparentă	g/cm³	1,62	1,69	1,65
Porozitate totală	%	26,3	23,4	25,6
Rezistivitate electrică	10^{-6}.m	8,5	6,5	7,5
Rezistență la compresiune	N/mm²	21,0	17,2	18,1
Rezistență la încovoiere	N/mm²	8,5	10,5	10,7
Coeficient de dilatare termică 25—125 %	10^{-6}/°C	2,20	0,75	0,58

În tabelul 5 sînt prezentate pentru comparare calitățile electrozilor din producția curentă realizată cu smoală (conform tabelului 1) și cu cocsuri de diferite calități.

Se remarcă în special, rezistența la încovoiere cu valori peste 10 N/mm² și coeficientul de dilatare termică cu valori sub $1 \cdot 10^{-6}$ °C în cazul utilizării cocsurilor aciculare.

Grafitarea electrozilor este evident mai avansată în cazul acestor cocsuri.

În acest scop s-au efectuat experimentări de cocsare atît cu smoale purificate cît și în amestecuri cu produse petroliere cu grad ridicat de aromatizare.

S-au stabilit parametrii tehnologici optimi instalației de cocsare întîrziată, precum și posibilitatea cocsării unor amestecuri de materii prime petroliere aromatice cu pînă la 30% smoală de cocserie purificată.

Cocsurile obținute au prezentat caracteristici specifice cocsurilor de tip acicular; o densitate reală peste 2,13 g/cm³, un conținut de sulf sub 0,5%, un conținut de cenușă sub 0,5% și un procent de structuri cu grad ridicat de anizotropie (fibros + floral) de minimum 50% [8].

Producerea smoalei ameliorant pentru șarja cocseriilor

Fabricarea cocsului metalurgic impune utilizarea în șarjă a unor proporții însemnate de huile slab cocsificabile și necocsificabile ceea ce face ca șarjele cocseriilor să necesite, în unele cazuri, completarea potențialului de material aglutinant prin adaosuri ameliorante.

Smoala de cocserie constituie o materie primă adecvată pentru obținerea unui adaos aglutinant.

Pentru aceasta s-au efectuat cercetări la nivel industrial de obținerea unei smoale cu punct de înmuiere ridicat.

S-a utilizat fluxul tehnologic folosit la producerea smoalei liant pentru electrozi, tratarea termică și striparea în vid. S-au obținut probe de smoală cu caracteristicile din tabelul 6 [10].

Cu această smoală s-au efectuat experimentări semiindustriale de cocsificare folosind huilă necocsificabilă și șarje de cocsificare cu proprietăți medii.

O condiție importantă în utilizare la nivel industrial o constiuie amestecarea smoalei măcinate în șarjă și omogenizarea amestecului.

Tabelul 6

Caracteristicile de calitate ale smoalei ameliorant

Specificații	1	2
Analiza tehnică, %		
A^{anh}	0,3	0,4
V^{anh}	42,3	48,5
S_t^{anh}	0,5	0,7
Umflare liberă	3	4½
Indice Roga	74	92
Insolubile, %, în:		
— ulei de antracen	14,3	19,5
— toluen	38,7	45,2
Punct de înmuiere I.B., °C	115	125
Analize elementare, %:		
C	92,5	93,8
H	4,1	4,3

Toate aceste lucrări de cercetare efectuate în cadrul ICEM în colaborare cu colectivele de specialiști de la uzine au permis ca în prezent să se poată asigura consumarea întregii producții de smoală de cocserie, concomitent cu asigurarea necesarului de smoale speciale, liant pentru anozi și electrozi.

BIBLIOGRAFIE

[1] Collin, G. *Steinkohlenteerpech und seine Nutzung* Vortrag auf dem Hunedoara Symposium, R.S.R., 1983.
[2] Collin, G., Gemeke, W. In: Erdöl und Kohle Erdgas-Petrochemie, R.S.R., 1977, p. 2.
[3] Dumitrescu, C., Vlasie, N. In: Cercetări Metalurgice, ICEM, nr. 13, 13 1972.
[4] Dumitrescu, C., Vlasie, N. In: Cercetări Metalurgice, ICEM, nr. 12, 1970.
[5] Dumitrescu, C., Gabriela, Pleșa. În: Metalurgia, R..S.R., nr. 12, 1978.
[6] Dumitrescu, C., Valerica, Dan, Tincuța Mititelu. In: Metalurgia, R.S.R., nr. 5, 1979.
[7] Marosin, G. Dumitrescu, C. In: Metalurgia, R.S. R., nr. 5, 1981.
[8] Dumitrescu, C. Vlasie N. In: Cercetări Metalurgice, ICEM, nr. 5, 1986
[9] Brevete R.S.R. nr. 96795/1979; 105847/1981.
[10] Elena, Sava, Dumitrescu, C., Albăstroiu, P. In: Cercetări Metalurgice, ICEM, nr. 24, 198 3, p. 85

Studierea influenței participării fracțiilor fine din amestecul de aglomerare asupra parametrilor de proces

Ing. P. Țoeu, ing. I. Iacoban și ing. D. Lazăr
ICEM — București

C.Z: 622.785

În amestecul de aglomerare materialele cu o granulație sub 1 mm nu trebuie să depășească 30% din totalul de minereuri, fondant, combustibil și retur, întrucît fracțiile mărunte, în special cele din 0,5 mm, înrăutățesc procesul de aglomerare, deoarece micșorează permeabilitatea gazelor prin încărcătură, încetinind arderea combustibilului și micșorînd productivitatea instalației.

Determinările industriale efectuate la fabricile de aglomerare au prezentat depășiri curente ale valorilor conținuturilor de fracții fine din amestecul de aglomerare; în tabelul 1 sînt prezente valorile medii lunare și conținutul de fracții fine(— 1 mm) din amestecul total de aglomerare.

Rezultă că, pentru perioada studiată, fracția de materiale fine sub 1 mm a avut o valoare medie de 33,15%.

Pentru stabilirea influenței participării fracțiilor fine din amestecul de aglomerare asupra valorilor parametrilor de aglomerare s-au efectuat experimentări la ICEM, lucrînd în

Tabelul 1

Parametrii	Luna			
	iunie	iulie	august	septembrie
Încărcătura la aglomerare, %:				
Minereu I	35,0	35,9	33,0	40,6
Minereu II	37,8	44,4	7,6	9,8
Minereu III	—	—	38,9	27,4
Praf de furnal	7,0	6,4	7,2	7,5
Țunder	6,9	2,5	2,5	3,5
Retur	13,3	10,8	10,8	11,2
Total	100,0	100,0	100,0	100,0
Fracția (—1 mm) în amestec (inclusiv calcar și cocs), %	28,6	28,7	38,2	37,1

Tabelul 2

Compoziția chimică a materiilor prime, %

Materialul	%								
	SiO_2	Al_2O_3	CaO	MgO	Fe	Mn	P	S	P.C.
Minereu I	14,65	2,77	2,38	3,00	52,01	0,16	0,074	0,034	3,00
Minereu II	1,76	0,94	0,30	1,84	61,67	0,91	0,075	0,001	6,70
Minereu III	6,15	—	1,50	2,20	59,24	0,27	0,048	0,009	6,20
Praf de furnal	10,66	6,96	9,17	2,13	31,08	0,49	0,045	0,012	21,63
Praf-desprăfuire aglomerator	11,96	0,33	20,26	3,47	35,94	0,14	0,065	0,011	12,00
Calcar	1,92	0,40	47,86	4,32	2,90	0,08	0,028	0,018	40,28
Cenușă de cocs	33,95	19,92	6,03	3,37	20,20	0,87	0,323	2,160	3,45
Analiză tehnică	A^{anh}	V^{anh}	C^{anh}_{fix}	S^{anh}_{tot}					
Cocs	14,41	3,08	82,25	1,08					

Tabelul 3

Compoziția granulometrică a materialelor prime, %

Materialul	Clasa granulometrică, mm										
	+10	10—8	8—5	5—3	3—1	1—0,63	0,63—0,30	0,30—0,16	0,16—0,10	0,10—0,7	—0,07
Minereu I	8,4	5,0	18,6	13,2	19,6	7,8	9,5	5,6	4,2	2,1	6,0
Minereu II	6,0	6,0	15,0	12,0	20,0	8,2	12,3	8,2	4,9	2,1	5,3
Minereu III	—	6,0	12,0	7,8	11,8	6,2	12,5	12,5	12,5	9,4	9,3
Praf de furnal	—	—	—	—	14,0	7,0	8,5	13,0	10,0	10,0	37,5
Praf-desprăfuire aglomerator	—	—	—	1,0	1,0	0,5	0,5	1,0	8,50	38,0	49,5
Calcar	—	—	7,0	20,0	32,0				41,0		
Cocs	0,7	3,3	49,0	15,0	12,4				19,6		

condiţii similare celor industriale şi cu loturi de materii prime reprezentative aduse de la aglomeratorul industrial urmărit. S-au efectuat serii de aglomerări adăugîndu-se în formula de minereuri, în proporţie de 10,20 şi 30 %, un amestec de fracţii fine, obţinut la instalaţiile de desprăfuire ale aglomeratorului. Compoziţia chimică a materiilor prime utilizate la experimentări este prezentată în tabelul 2, iar compoziţia granulometrică este prezentată în tabelul 3.

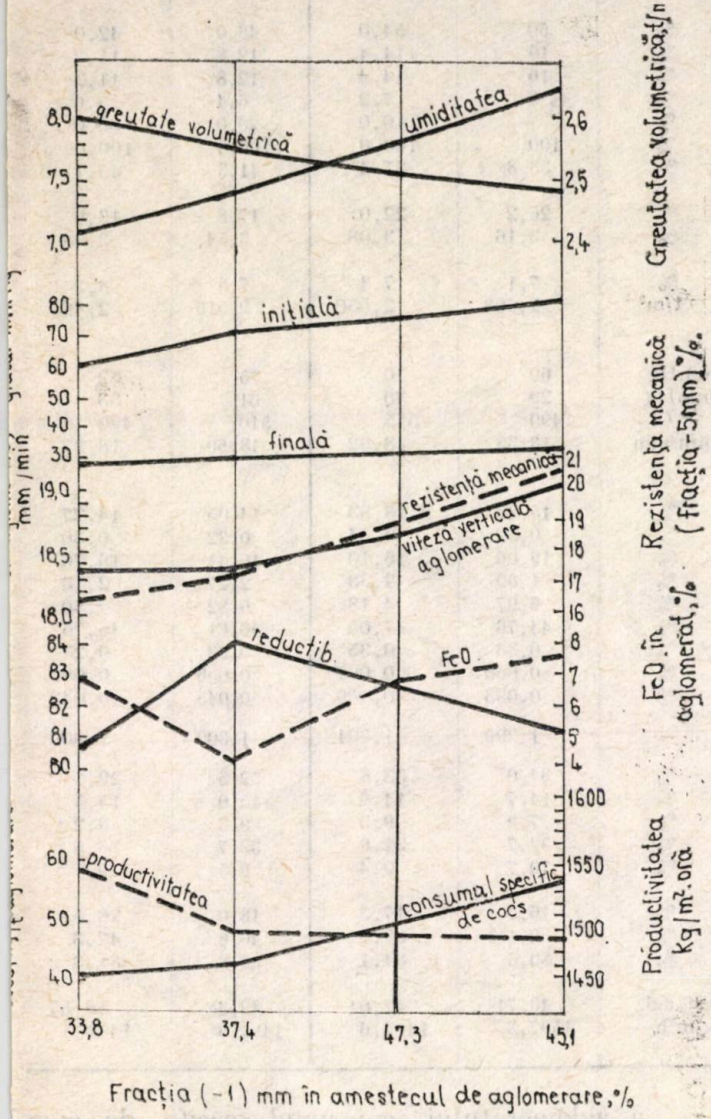


Fig. 1

Deci aportul principal de fracţii fine îl au praful de furnal şi minereul III; materialul de la desprăfuire, utilizat drept adaos în formula de minereuri, are granulaţia 98 % sub 1 mm.

Datele medii ale celor patru etape de aglomerare sînt prezentate în tabelul 4 şi în figura 1.

Datorită creşterii valorii fracţiilor fine în amestec, stratul de material de pe grătar necesită o umiditate mai mare (proporţional scade şi greutatea volumetrică) şi devine mai compact şi mai puţin permeabil la trecerea gazelor (creşte depresiunea de aspiraţie dinainte de aprindere). Aglomerarea decurge destul de intens cu o viteză bună de aglomerare, datorită

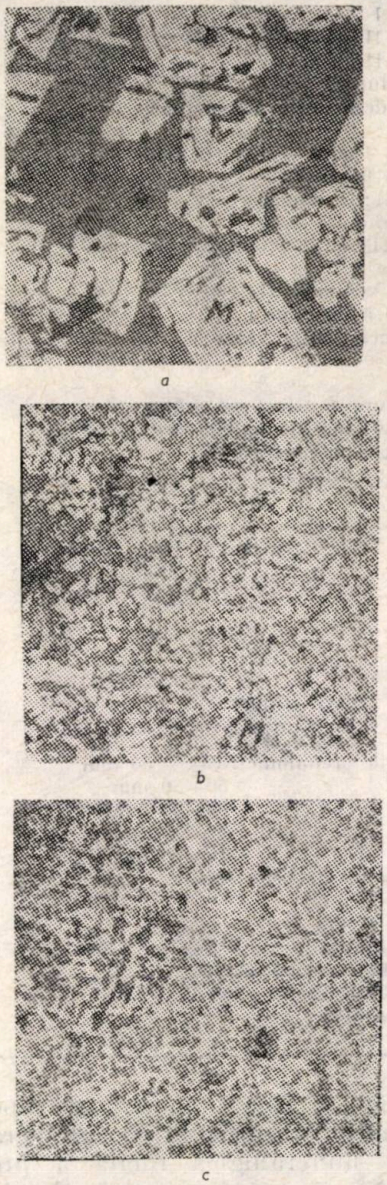


Fig. 2. Microstructuri de aglomerat:
a — referinţă;
b — etapa 2; *c* — etapa 3; × 100;
M — magnetit; *S* — silicaţi — ferosilicaţi de calciu, sticlă

contactului mai intim dintre particulele de minereu, combustibil şi fondant şi se produce un aglomerat compact pe microstructură, iar depresiunea finală de aspiraţie creşte. Reductibilitatea aglomeratului produs variază invers proporţional cu gradul de topire al acestuia (% FeO).

Aglomeratul produs dintr-un amestec de materii prime cu un conţinut mai ridicat de fracţii fine prezintă însă următorul dezavan-

Tabelul 4

Parametrii	Unitatea de măsură	Etapa de aglomerare			
		referință	1	2	3
Formula de minereuri (M)					
— Minereu I	%	60	54,0	48,0	42,0
— Minereu II	%	16	14,4	12,8	11,2
— Minereu III	%	16	14,4	12,8	11,2
— Praf de furnal	%	8	7,2	6,4	5,6
— Praf de desprăfuire aglomerator	%	—	10,0	20,0	30,0
Total	%	100	100,0	100,0	100,0
Fracția (— 1 mm) — inclusiv retur	%	33,8	37,4	41,3	45,1
Adaosuri în formulă :					
— calcar (C) : % din M	%	26,2	22,0	17,8	13,6
— cocs : % din (M + C)	%	3,16	3,08	3,54	3,98
Caracteristicile amestecului de aglomerare :					
— umiditate	%	7,1	7,4	7,8	8,3
— greutate volumetrică	t/m^3	2,608	2,550	2,516	2,485
Regimul de aglomerare :					
— depresiunea sub grătar :					
— inițială	mmHg	60	70	75	82
— finală	mmHg	29	30	31	33
— temperatura maximă sub grătar	°C	490	515	510	490
— viteza verticală de aglomerare	mm/min	18,35	18,32	18,60	18,97
Caracteristicile aglomeratului :					
— compoziția chimică :					
SiO_2	%	15,45	13,83	14,05	14,27
Al_2O_3	%	0,52	0,34	0,32	0,30
CaO	%	19,06	16,10	16,41	16,76
MgO	%	1,69	2,33	2,27	2,18
FeO	%	6,97	4,18	6,82	7,50
Fe	%	44,76	47,05	46,81	46,76
Mn	%	0,33	0,35	0,33	0,28
P	%	0,060	0,007	0,006	0,006
S	%	0,033	0,050	0,045	0,043
— bazicitatea $\frac{CaO + MgO}{SiO_2 + Al_2O_3}$	—	1,299	1,301	1,300	1,300
— compoziția granulometrică : + 50 mm	%	34,0	33,8	32,5	29,1
50—30 mm	%	14,7	14,6	15,0	15,5
30—20 mm	%	7,9	9,3	9,3	9,2
20—10 mm	%	32,7	32,9	33,7	36,5
10— 8 mm	%	10,7	9,4	9,5	9,7
— rezistența mecanică la tobă :					
fracția — 5 mm	%	16,7	17,3	18,0	20,5
fracția — 8 mm	%	39,1	39,3	40,6	42,3
— reductibilitatea	%	80,8	84,1	82,8	81,3
— indicii tehnico-economici :					
— consumul specific de cocs	kg/t agl.	40,71	42,01	49,38	56,57
— productivitatea	kg/m^2h	1597,3	1494,6	1491,0	1489,1

taj : particulele fine de minereu se topesc complet în timpul procesului de aglomerare și în structura mineralogică finală a produsului se observă o creștere însemnată a fazei vitroase constituite din silicați și ferosilicați de calciu (fig. 2 *a*, *b*, *c*); acești compuși mineralogici în stare vitroasă (sticlă amorfă) se răcesc cu variații mari de volum, avînd ca efect înrăutățirea rezistenței mecanice a aglomeratului și în consecință micșorarea productivității și mărirea consumului specific de cocs (fig.1).

În concluzie, se poate afirma că prin mărirea ponderii în amestecul de aglomerare a fracției granulometrice sub 1 mm, de la circa 34 la 45 %, din cauza scăderii rezistenței mecanice a aglomeratului, consumul specific de cocs crește cu cca 40 % iar productivitatea procesului scade cu 6,8 %.

Întrucît nu se poate acționa prin diminuarea fracțiilor fine din balanța de minereuri, singurul mod de îmbunătățire a indicilor tehnico-economici de aglomerare prin micșorarea conținutului de materiale fine este acela de utilizare la furnale a unui aglomerat cu caracteristici fizico-mecanice (rezistență mecanică, compoziție granulometrică) cît mai bune, care să ducă la micșorarea fracțiilor foarte fine din praful de furnal care se folosește ulterior la aglomerare.

Dr. ing. Ov. Hătărăscu, ing. Mariana Hriţac şi ing. M. Hriţac
ICEM — Bucureşti

Metalurgia cu plasmă — realizări şi perspective

CZ : 669.533.9

Observaţiile şi studiile făcute asupra comportării substanţelor în condiţii fizice speciale, care se abat de la ceea ce se consideră condiţii normale : presiune = 1 atmosferă (10^5 N/m^2); temperatură = 0°C (273°K), au arătat că materia se poate prezenta şi sub alte forme decît cele pe care le întîlnim în mod obişnuit. În prezent, este unanim recunoscut faptul că plasma constituie a patra stare de agregare a materiei, alături de starea solidă, lichidă şi gazoasă. Un exemplu grăitor îl constituie soarele care, cu o masă de 300 000 de ori mai mare decît cea a pămîntului, se află exclusiv în stare de plasmă.

Utilizarea plasmei în scopuri experimentale şi deci construcţia aparatelor pentru producerea ei, numite generatoare de plasmă, au loc la începutul secolului XX. Printre primele generatoare de plasmă se menţionează cel conceput de Schönherr, în 1909, pentru fabricarea oxidului de azot. Cu toate acestea termenul de plasmă a fost introdus mai tîrziu şi anume în 1923 de către Langmuir, pentru a defini starea obţinută la trecerea curentului electric printr-un gaz aflat la o presiune mult mai scăzută decît presiunea atmosferică. Cercetările efectuate în special după 1940 au dus la stabilirea tuturor proprietăţilor plasmei astfel încît, în lumina cunoştinţelor actuale, plasma este definită ca un gaz ionizant, obţinut de cele mai multe ori prin descărcare electrică. Ca urmare, comportamentul plasmei este asemănător gazelor, însă nu orice gaz ionizat poate fi considerat plasmă. În funcţie de gradul de ionizare plasma este alcătuită din electroni, cationi şi atomi neionizaţi, astfel ca întotdeauna numărul sarcinilor electrice negative să fie egal cu numărul sarcinilor electrice pozitive. Deci, în cazul cînd se notează cu N_1 concentraţia ionilor pozitivi şi cu N_2 concentraţia electronilor trebuie să existe relaţia $N_1 = N_2 = N$, N care este concentraţia plasmei şi care se exprimă în sistemul internaţional de unităţi în m^{-3}.

După valoarea temperaturii de ansamblu plasma poate fi de două feluri : plasmă rece unde $T = 10^3 - 10^5$ K şi plasmă fierbinte la care $T = 10^6$K. Plasma fierbinte rezultă în urma reacţiilor termonucleare în unele corpuri cereşti.

Temperatura T nu prezintă aceleaşi valori pe întreg volumul ocupat de flacăra de plasmă şi variază atît în interior cît şi pe lungime, valoarea temperaturii T depinzînd şi de natura gazului plasmogen, aşa cum rezultă din exemplul prezentat în figura 1.

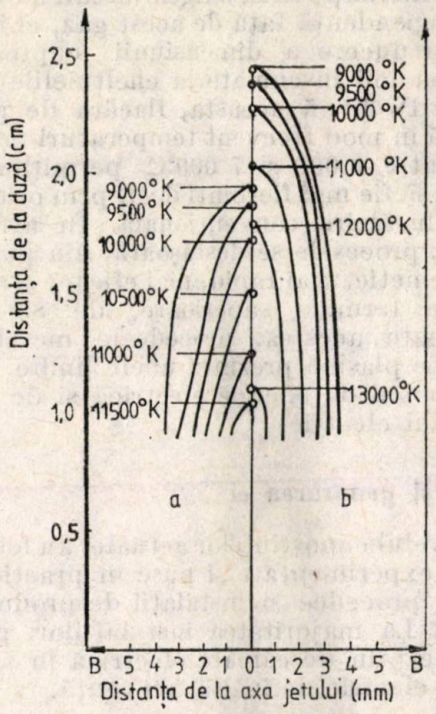


Fig. 1. Variaţia temperaturilor într-un jet de plasmă, în cazul cînd gazul plasmogen este azotul (*a*) sau argonul (*b*)

Dintre proprietăţile caracteristice plasmei se va menţiona frecvenţa electronilor (ν_e) care se poate stabili cu relaţia :

$$\nu_e^2 = \frac{\varepsilon_0 \cdot m_e}{4\pi^2 N e^2}$$

unde : ε_0 este permitivitatea electrică a vidului; e — sarcina electrică elementară; N — concentraţia plasmei şi m_e — masa electronului.

Pentru majoritatea plasmelor obţinute în laborator sau industrial ν_e este de ordinul zecilor pînă la mii de megaherţi, adică în domeniul macroundelor.

Primele aplicaţii industriale ale plasmei s-au axat în domeniul sudurii şi al tăierii metalelor. Cu ajutorul plasmei pot fi sudate cu succes o serie de metale şi aliaje pe bază de aluminiu, cupru, magneziu, oţeluri inoxidabile şi refrac-

tare pentru care procedeele obișnuite de sudură s-au dovedit a fi neadecvate. De asemenea, plasma este folosită cu rezultate foarte bune la tăierea oțelurilor înalt aliate (cuprul, aluminiul) și a altor metale sau aliaje neferoase, materiale care nu pot fi tăiate cu flacără oxiacetilenică. Instalațiile cu plasmă tipizate pentru tăiere necesită puteri de 40—100 kw sau peste 200 kw în cazul tăierii la grosimi mai mari de 150 mm.

Avantajul aplicării plasmei în industria metalurgică rezidă în primul rînd în posibilitatea realizării unei energii termice fără aport de oxigen. Renunțarea la oxigen înseamnă nu numai independență față de acest gaz, ci în special o reducere a dimensiunii cuptoarelor, deci economii însemnate la cheltuielile de investiții. Pe lîngă aceasta, flacăra de plasmă dezvoltă în mod frecvent temperaturi mari cuprinse între 4 000 și 7 000°C, permițînd cuptoarelor să fie mai fierbinți decît prin orice mijloc de încălzire convențională. În astfel de condiții, procesele se desfășoară, din punct de vedere cinetic, mai rapid, mai eficace și cu randamente termice superioare, de 85—90%.

Cu toate acestea, procedeele metalurgice bazate pe plasmă prezintă unele limite, legate de consumul de energie electrică și de prețul curentului electric.

Plasma și generarea ei

La nivelul cunoștințelor actuale, au fost concepute, experimentate și puse în practică numeroase procedee și instalații de producere a plasmei. La majoritatea instalațiilor, plasma se obține prin descărcare electrică în arc sau în cîmp electric de înaltă frecvență.

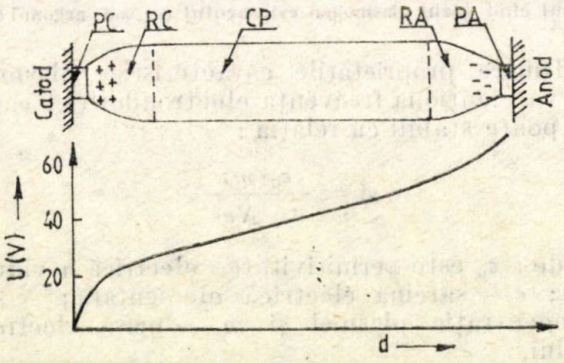


Fig. 2. Elementele caracteristice ale unui arzător cu plasmă produs prin descărcare în arc electric: PC = pata catodică; RC = regiunea catodică; CP = coloana pozitivă; RA = regiunea anodică; PA = pata anodică

Zonele caracteristice ale unei descărcări în arc electric împreună cu variația de tensiune sînt prezentate în figura 2. Principala trăsătură a arcului electric constă în faptul că tensiunea dintre catod și anod scade odată cu creșterea intensității curentului electric. Acest fenomen este determinat de faptul că între catod și anod se emit mari cantități de electroni prin două procese suplimentare: termoemisia și emisia de cîmp.

Termoemisia este fenomenul pe baza căruia transferul de electroni se produce datorită încălzirii catodului. Fenomenul este preponderent în cazul cînd catozii sînt confecționați din materiale greu fuzibile ca wolframul și molibdenul. La emisia de cîmp, transferul de electroni de la catod are loc datorită cîmpului electric produs de sarcina ionică din fața acestuia. Ea are rol determinant atunci cînd se folosesc catozi din materiale ușor folosibile (mercur, litiu etc.).

Important de subliniat este faptul că emisia de electroni la catod (descărcarea arcului) nu se face pe întreaga suprafață a catodului ci pe o mică porțiune, de dimensiuni milimetrice sau submilimetrice, numită *pata catodului*. Pata catodică poate să rămînă fixă la termoemisie sau să se deplasaze aleatoriu pe suprafața catodului la emisia de cîmp.

Pata catodică, în care este inclusă și porțiunea din fața ei, regiunea catodică, suportă o cădere de tensiune de ordinul potențialului de ionizare circa 10 V. Zona de mijloc a arcului, numită *coloana pozitivă*, cuprinde o regiune cu grad de ionizare mediu sau ridicat, cu ioni de temperatură înaltă. Arcul este fixat de celălalt electrod pe o mică suprafață—pata anodică — în care este inclusă și zona din fața ei numită *regiune anodică*.

După natura curentului electric generatoarele de plasmă pot fi de curent alternativ sau de curent continuu. În figura 3 se prezintă

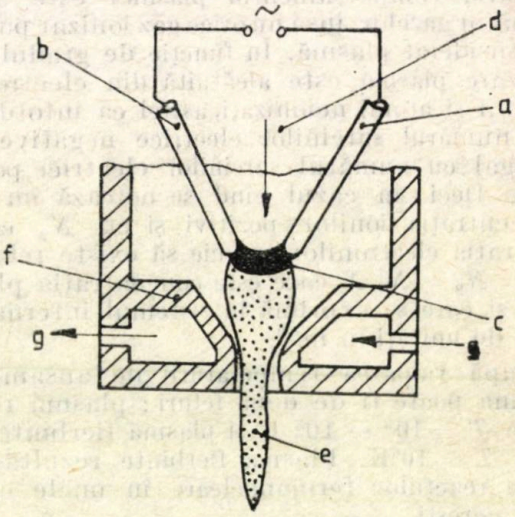


Fig. 3. Schema de principiu a unui arzător cu plasmă în curent alternativ: *a*, *b* — electrozi de wolfram; *c* — arc electric; *d* — gaz plasmogen; *e* — jet de plasmă; *f* — ajutaj de cupru; *g* — apă de răcire

forma constructivă de principiu a unui generator de plasmă în curent alternativ. Se pot distinge astfel cei doi electrozi (confecţionaţi în mod obişnuit din wolfram) între care se produce arcul electric şi care îşi schimbă polaritatea în funcţie de frecvenţa curentului electric.

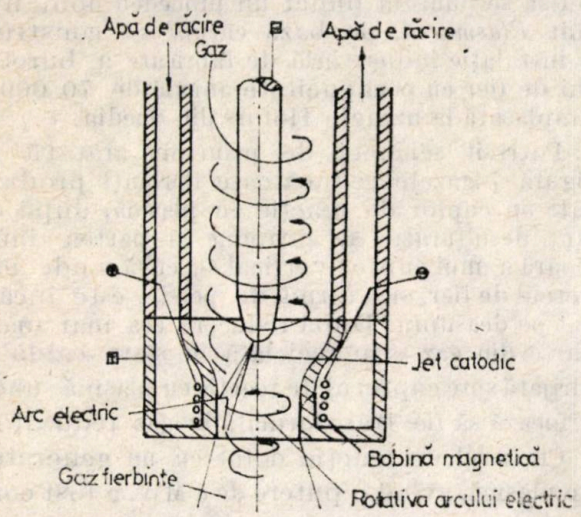


Fig. 4. Schema de principiu a unui arzător cu plasmă cu arc netransferat

Gazul introdus pentru obţinerea plasmei, gazul plasmogen sau gazul de plasmă, poate fi argonul, azotul, hidrogenul sau metanul. Plasma astfel formată iese printr-un ajutaj de cuptor răcit cu apă.

În cazul utilizării curentului continuu, după principiul de generare a arcului electric, generatoarele de plasmă pot fi : cu arc netransferat (fig. 4) (arc indirect) şi cu arc transferat (fig. 5) (arc direct).

În ambele variante catodul se confecţionează din wolfram şi este de formă cilindrică cu vîrful conic. La generatoarele de plasmă cu arc netransferat anodul este în realitate o

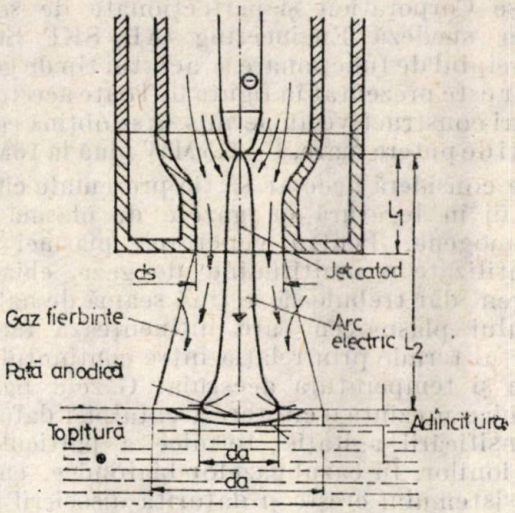


Fig. 5. Schema de principiu a unui arzător cu plasmă cu arc transferat

duză, fabricată din cupru, în interiorul căreia circulă apa de răcire. Aceasta este prevăzută şi cu o bobină electromagnetică care dă posibilitatea rotaţiei arcului pe toată circumferinţa astfel încît uzura anodului să se facă mai lent. La generatoarele de curent continuu cu arc transferat, baia metalică are rol de anod iar vatra cuptorului este prevăzută cu o legătură anodică. De asemenea, lungimea arcului (l_2) nu mai este limitată de distanţa maximă dintre vîrful catodului şi capătul (l_1) şi poate varia în funcţie de specificul procesului.

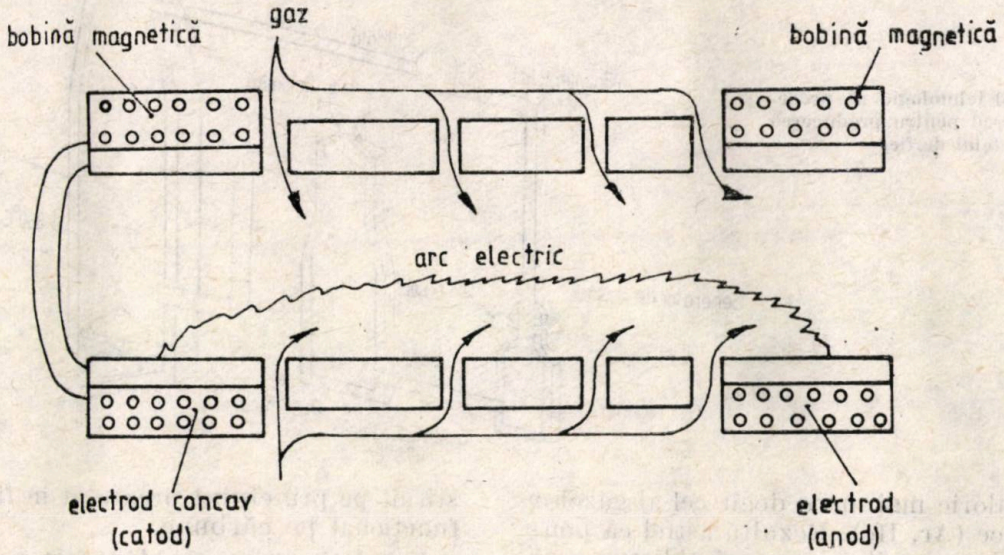


Fig. 6. Schema de principiu a unui arzător cu plasmă cu arc netransferat şi cu electrozi în formă de ţeavă

Din categoria plasmatroanelor cu arc netransferat, o variantă importantă pentru procesele metalurgice o constituie plasmatroanele cu electrozi în formă de ţeavă, de curent continuu sau alternativ, concepute de societatea Westinghouse Corporation şi perfecţionate de societatea suedeză Engineering AB SKF Steel. Principiul de funcţionare a acestui tip de generator este prezentat în figura 6. Toate aceste noi tipuri constructive au permis să se obţină capacităţi de putere mare, 1—1,5 MW pînă la 10MW.

Se consideră necesar să fie prezentate cîteva detalii în legătură cu gazele de plasmă sau plasmogene. Pentru generarea plasmei pot fi utilizate o multitudine de gaze, chiar şi oxigen, dar trebuie să se ţină seamă de natura gazului plasmogen care influenţează randamentul termic prin relaţia între conţinutul caloric şi temperatura acestuia. Gazele monoatomice prezintă o creştere a entalpiei datorită intensificării agitaţiei termice a particulelor şi a ionilor. În cazul gazelor biatomice, entalpia sistemului creşte şi datorită disocierii moleculelor în atomi. Ca urmare, la aceeaşi temperatură plasma gazelor biatomice (N_2, H_2) are un conţinut valoric mai mare decît cel al gazelor monoatomice (Ar, He). Rezultă astfel că pentru obţinerea unor temperaturi ridicate este necesară utilizarea gazelor monoatomice, în timp ce pentru un transfer de căldură mai mare se recomandă gazele biatomice.

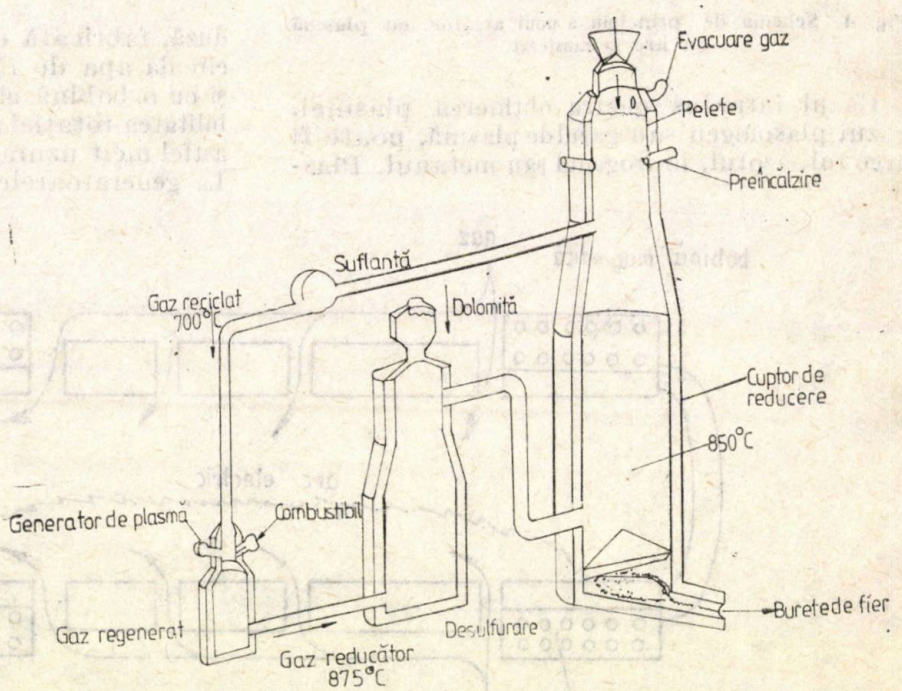


Fig. 7. Fluxul tehnologic al procedeului Plasmared pentru producerea buretelui de fier

Producerea fontei, feroaliajelor şi oţelului cu ajutorul plasmei

Cele mai recente aplicaţii industriale ale plasmei în metalurgie au ca scop reducerea oxizilor de fier din minereu în vederea producerii buretelui de fier utilizat ca materie primă la elaborarea oţelurilor în cuptoare electrice cu arc. Această nouă tehnică a fost concepută şi definitivată de societatea suedeză SKF Steel Engineering AB după intense cercetări de-a lungul a 10—15 ani. S-a reuşit astfel să se pună la punct un procedeu nou, numit *Plasmared*, pe baza căruia s-a construit o instalaţie industrială de fabricare a buretelui de fier cu o capacitate anuală de 70 000 t amplasată la uzinele Hofors din Suedia.

Potrivit schemei de principiu arătată în figura 7 gazele reducătoare fierbinţi produse într-un cuptor de reacţie cu plasmă, după ce sînt desulfurate, se introduc în partea inferioară a unui cuptor vertical cu cuvă, unde minereul de fier, sub formă de pelete, este încărcat pe deasupra. După reducere, cea mai mare parte din gaz este reciclată în stare caldă şi dirijată spre cuptorul de reacţie cu plasmă unde urmează să fie transformată în gaz reducător.

Cuptorul de reacţie dotat cu un generator de plasmă, avînd o putere de 6 MW, a fost constituit pe principiul prezentat în figura 6 şi a funcţionat pe cărbune.

Instalaţia în ansamblu a fost pusă în funcţiune în ianuarie 1981 utilizînd la început adaos de petrol pentru regenerarea gazului reciclat. Din anul 1982 se foloseşte un amestec de praf de cărbune cu apă pentru transformarea gazului reciclat în gaz reducător. Datorită ingeniozităţii procedeului, consumul total de energie se situează la un nivel foarte scăzut, de numai 2,2 Gcal/tFe, şi constă în principal din

180 kg cărbune/tFe și 850 kWh energie electrică/tFe.

Rezultatele bune obținute în aplicarea plasmei în tehnica reducerii directe a minereului de fier au facilitat societății SKF Steel Engineering AB, Suedia, extinderea utilizării plasmei și la alte procese metalurgice, și anume la fabricarea ferocromului și a fontei. În consecință, a fost conceput un procedeu bazat pe folosirea plasmei la producerea ferocromului din minereuri prăfoase de crom, procedeu numit *Plasmocrom*. Avantajele unui astfel de procedeu, pe lîngă faptul că evită aglomerarea sau brichetarea minereului, sînt multiple: înlocuirea în cea mai mare parte a cocsului cu cărbune, randamente de scoatere în crom superioare și costuri de investiție mai reduse. Ca urmare, un consorțiu suedez a decis în 1984 construcția unei fabrici de ferocrom cu o capacitate de 78 000 t ferocrom/an, la Malmö (Suedia), care a început fabricația în 1986. Se urmărește producerea unui ferocrom cu 60—65% Cr la următoarele consumuri energetice: cărbune — 450 kg/t; cocs — 140 kg/t și energie electrică — 4 400 kW/t.

Încercări interesante au fost făcute de SKF Steel Engineering AB — Suedia cu privire la obținerea fontei din minereu în afara furnalului, care au dus la stabilirea unui procedeu de elaborare a fontei cu ajutorul plasmei, procedeu numit *Plasmasmelt* (fig. 8). Experimentările au avut loc într-o instalație pilot cu o capacitate de 0,5 t fontă/t amplasată în cadrul uzinelor din Hofors. Potrivit procedeului Plasmasmelt fonta lichidă urmează să se obțină în două etape: A — reducerea parțială (prereducere) a concentratelor fine de fier în cuptoare cu pat fluidizat; B — injectarea materialului preredus împreună cu un adaos de cărbune într-un cuptor cu cuvă unde are loc reducerea finală, topirea și obținerea fontei și a zgurei. Instalația pilot este dotată cu un generator de plasmă cu o capacitate de 1,5 MW. Din proces rezultă un gaz reducător utilizat la producerea în strat fluidizat a concentratelor de fier. Din schema prezentată în figura 8 rezultă că, în comparație cu furnalul clasic, o instalație de tip Plasmasmelt este mult mai puțin costisitoare deoarece nu necesită o uzină cocsochimică și nici o instalație de aglomerare a minereurilor de fier. De asemenea, se obțin avantaje importante și în ceea ce privește consumurile specifice energetice de numai 11,3 GJ/t fontă: cocs — 50 kg; cărbune — 200 kg și energie electrică — 1120 kwh.

În prezent, cercetările pentru definitivarea și dezvoltarea acestui procedeu se fac în Suedia de către societatea SKF Steel Engineering AB, care speră să poată prezenta, după anul 1990, o instalație productivă.

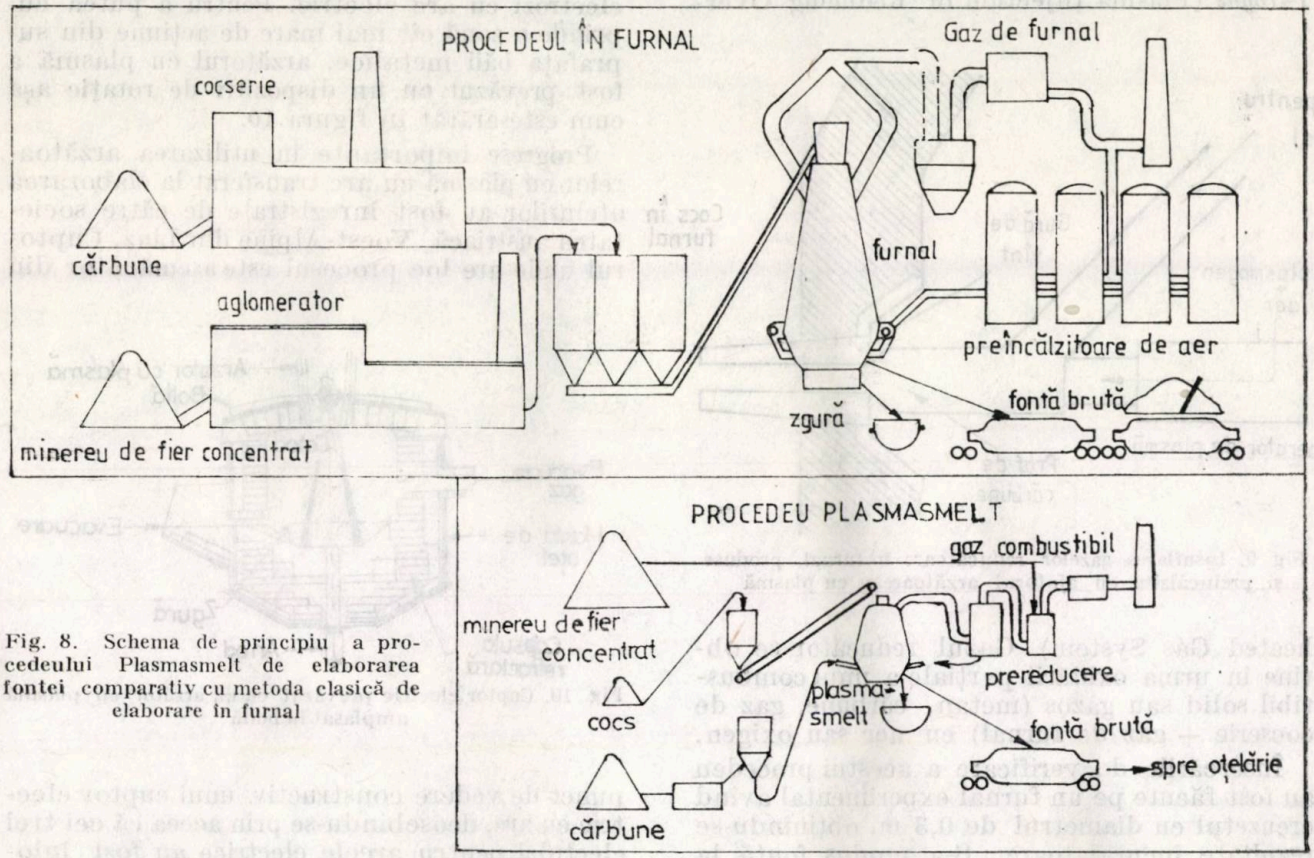


Fig. 8. Schema de principiu a procedeului Plasmasmelt de elaborarea fontei comparativ cu metoda clasică de elaborare în furnal

În Belgia, S.A. Arcos de Belgique a conceput și a realizat o serie de arzătoare cu plasmă cu arc transferat specializate pe aplicații în metalurgie. Această societate, în colaborare cu Centre de Recherches Metallurgiques din Liège, a stabilit un procedeu de insuflare în furnal a gazelor reducătoare, produse și preîncălzite la 2 000°C cu ajutorul arzătoarelor cu plasmă, cunoscut în prezent sub numele de *procedeul Pirogas* (Plasma Injection of Reducing Over-

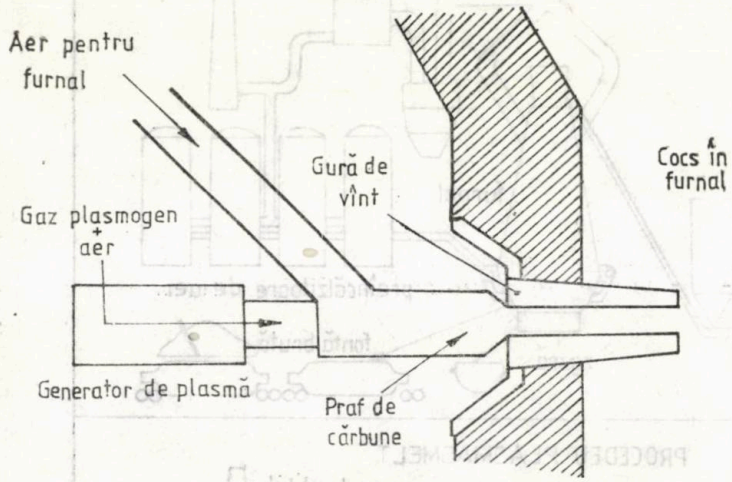


Fig. 9. Insuflarea gazelor reducătoare în furnal, produse și preîncălzite cu ajutorul arzătoarelor cu plasmă

heated Gas System). Gazul reducător se obține în urma oxidării parțiale a unui combustibil solid sau gazos (metan, cărbune, gaz de cocserie + gaz de furnal) cu aer sau oxigen.

Încercările de verificare a acestui procedeu au fost făcute pe un furnal experimental avînd creuzetul cu diametrul de 0,3 m, obținîndu-se rezultate încurajatoare. S-a produs fontă la un consum de cocs de numai 105 kg/t fontă. În continuare, s-au efectuat încercări la furnalul nr. 3 Cockerill — Seraing, echipîndu-se fiecare gură de vînt cu un arzător cu plasmă pentru obținerea și preîncălzirea gazelor reducătoare (fig. 9). Au fost utilizate arzătoare de tip Westinghouse cu arc netransferat, cu o capacitate de 3,4 MW. Deși cercetările nu au fost încheiate, s-au desprins cîteva concluzii, și anume : sistemul de injecție a gazului reducător în gura de vînt a dat rezultate satisfăcătoare, iar arzătoarele cu plasmă nu deranjează în nici un fel mersul normal al unui furnal. De asemenea, durabilitatea catodului este de 200 h, iar anodul prezintă o durată de lucru de cîteva ori mai mare.

La un arc electric, deci și în cazul unui arzător cu plasmă obținută prin descărcare în arc, o mare parte din energia electrică de alimentare este repartizată în jurul anodului. Acest fenomen a dus la realizarea unor arzătoare cu plasmă cu arc transferat, la care anodul să reprezinte o baie de metal și de zgură. În astfel de condiții are loc o topire rapidă a materiei prime concomitent cu intensificarea reacțiilor dintre zgură și metal.

Societatea Foster Weeler a experimentat pentru elaborarea ferocromului un arzător cu plasmă cu arc transferat cu o putere de 1,5 MW. Arzătorul a fost montat în centrul bolții unui cuptor electric obișnuit, înlocuind cei trei electrozi cu arc electric. Pentru a putea cuprinde o zonă cît mai mare de acțiune din suprafața băii metalice, arzătorul cu plasmă a fost prevăzut cu un dispozitiv de rotație așa cum este arătat în figura 10.

Progrese importante în utilizarea arzătoarelor cu plasmă cu arc transferat la elaborarea oțelurilor au fost înregistrate de către societatea austriacă Voest-Alpine din Linz. Cuptorul unde are loc procesul este asemănător din

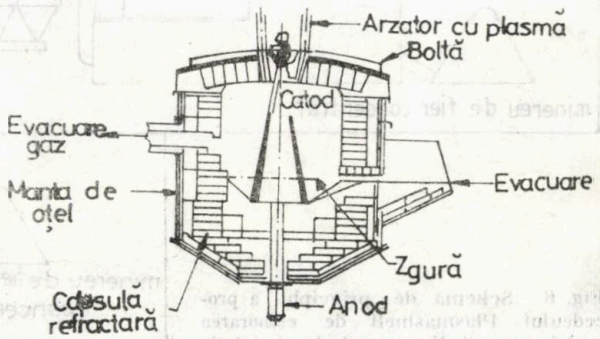


Fig. 10. Cuptor electric prevăzut cu un arzător cu plasmă amplasat în boltă

punct de vedere constructiv unui cuptor electric cu arc, deosebindu-se prin aceea că cei trei electrozi pentru arcele electrice au fost înlocuiți cu patru arzătoare cu plasmă, amplasate radial pe cuva cuptorului. În vatră, a fost prevăzut un anod.

Inițial, procedeul a fost conceput și experimentat de Edelstahlwerke din Freital (R.D.G), de unde și denumirea — *procedeul Freital* — și apoi a fost preluat de societatea austriacă Voest—Alpine din Linz, aducîndu-se numeroase îmbunătățiri tehnologice și constructive. La Linz, procedeul a fost verificat la scară industrială pe un cuptor cu o capacitate de 45—60 t oțel la o șarjă. În perioada experimentărilor care au durat un an (noiembrie 1983 — octombrie 1984) cuptorul a funcționat discontinuu, producînd 25 000 t oțel aliat. Din experimentările efectuate s-au obținut mai multe avantaje comparativ cu metoda convențională de elaborare în cuptoare electrice cu arc, și anume : creșterea randamentului de scoatere a metalelor, în special la elementele de aliere a oțelurilor, și eliminarea completă a electrozilor din grafit.

Dintre metodele de perspectivă privind folosirea plasmei la procesele metalurgice pot fi menţionate procedeele care urmăresc topi-

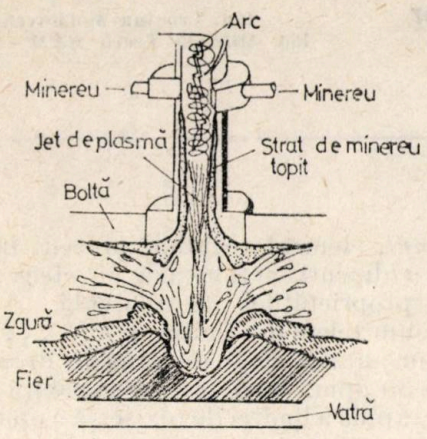


Fig. 11. Topirea reducătoare a oxizilor metalici după metoda Fallfilm Reactor

rea reducătoare a oxizilor metalici (oxidul de fier aflat în stare pulverulentă). Lucrări în această direcţie au început cu cîţiva ani în urmă, iar în prezent au loc în mai multe laboratoare din S.U.A, Canada, Japonia, R.F.G şi alte state. De menţionat şi procedeul Fallfilm-Reactor stabilit de Mac Rae şi colaboratorii săi în cadrul laboratoarelor societăţii Bethlehem Steel Corporation, procedeu prezentat schematic în figura 11. Este vorba de o metodă de topire ciclonată a minereului de fier folosind ca reducători un amestec de hidrogen şi metan, la raportul $H_2/CH_4 = 2{,}5$. Se foloseşte un arzător de plasmă cu arc netransferat, avînd catodul confecţionat dintr-o tijă de wolfram şi anodul în formă de ţeavă şi pe care se scurge un strat subţire de minereu topit. Pe pereţii anodului, materialul suferă un proces de prereducere, reducerea finală avînd loc într-un creuzet amplasat la partea inferioară a arzătorului cu plasmă şi unde metalul topit se separă de zgură. În cazul unui cuptor cu o capacitate de 1 MW în care s-a urmărit elaborarea fontei, consumul specific de energie electrică înregistrat a fost de 2,65 kW/kg fontă.

Nitrurarea şi cementarea suprafeţei pieselor din oţel constituie un domeniu în care procedeul cu plasmă a înregistrat deja succese remarcabile şi asupra cărora în finalul expunerii se va face o scurtă trecere în revistă care se referă îndeosebi la durificarea suprafeţelor prin nitrurare cu ajutorul plasmei, procedeu folosit din ce în ce mai mult în S.U.A., Anglia, Franţa, U.R.S.S., R.F.G. şi altele. Una din societăţile promotoare ale nitrurării cu plasmă este firma Klöckner Ind. GmbH din R.F. Germania, carea pus la punct procedeul de nitruare Klöckner-Ionon. La procedeele de nitrurare cu plasmă operaţia propriu-zisă are loc într-o incintă vidată, piesa fiind legată la catod, iar pereţii cuptorului la anod. În timpul nitrurării, piesa este menţinută într-o atmosferă de $N_2 + H_2$, la o presiune pînă la 10 milibari. Avantajele nitrurării cu plasmă sînt multiple : grosimea stratului nitrurat este uniformă ; se pot nitrura şi piese cu suprafeţe interioare, cu goluri sau cu vîrfuri ascuţite ; se pretează foarte bine la acest procedeu oţelurile de scule, inoxidabile şi chiar oţelurile slab aliate. După nitrurare piesa nu mai necesită prelucrări ulterioare de finisare sau corectare a unor dimensiuni.

Din anul 1975 au început să se producă şi în R.S. România instalaţii de nitrurare cu plasmă la Intreprinderea „Metalotehnica" — Tg. Mureş, precum şi la Institutul de fizică şi tehnologia aparatelor cu radiaţii — Bucureşti, la capacităţi de 70 şi 150 kW. Ele au devenit funcţionale într-o serie de uzine ca Intreprinderea de autoturisme — Piteşti, Intreprinderea „23 August" — Bucureşti şi altele.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sălăgean, Tr. ş.a. *Plasma termică pentru tăierea sudarea şi acoperirea metalelor.* Bucureşti, Editura Academiei, R.S.R., 1974.

[2] Samoilă, C. ş.a *Tehnologii şi utilaje moderne de încălzire în metalurgie.* Bucureşti, Editura Tehnică, 1986.

[3] Yerouchalmi, D. *Four rotatif à haute température chauffé axialement par un plasma d'arcs.* In : Journal de Four Electrique, Franţa, nr. 2, 1979.

[4] Herlitz, H. G. ş.a. *Une nouvelle génération de procédés de réduction basés sur la technologie du plasma.* In : Revue de Metallurgie, Franţa nr. 6, 1983.

[5] Müller, H. ş.a. *Verfahrenstechnische Grundlagen der Plasmaschmelzreduktion.* Arch. Eisenhüttenwesen, R.F.G., nr. 12, 1983.

[6] Upadahya, K. *Application of Plasma Technology in Iron and Steelmaking.* In : Journal of Metals, S.U.A., nr. 2., 1984.

[7] Kroppek, Th. *The Voest-Alpine Plasma Furnace after one Year's Operation.* In : Metallurgical Plant and Technology, R.F.G., nr. 1, 1985.

[8] Herbat, W. *Wärme — und Verfahrenstechnik der Plasmaprozesse.* In : Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 22, 1985.

[9] Tripşa, I., Avram, C. şi Atanasiu, Gh. Brevet nr 50969, R.S.R., 1966.

Noi tehnologii aplicate în elaborarea oţelurilor de rulmenţi de calitate

Ing. Cristina Moldoveanu şi
ing. Mihaela Teacă ICEM — Bucureşti

CZ : 669.14.018.29.3

Oţelurile pentru rulmenţi constituie o categorie aparte în ansamblul oţelurilor speciale, particularitate care rezultă din diversitatea mare a tipurilor constructive, a condiţiilor de exploatare, a ansamblului solicitărilor mecanice, termice şi chimice.

Marca 100C6 reprezintă o clasă de oţel importantă şi particulară prin universalitatea sa, anual realizîndu-se pe plan mondial aproximativ 2 milioane de tone, şi prin proprietăţile de utilizare : duritate ridicată (> 60 HRC) şi anduranţă mare la oboseala de contact.

Aceste cerinţe severe decurg chiar din geometria şi modul de funcţionare a rulmenţilor, acestea impunînd soluţii metalurgice într-o permanentă perfecţionare.

Industria automobilelor, ca şi alţi utilizatori, aşteaptă de la acest oţel performanţe de oboseală şi de fiabilitate din ce în ce mai ridicate, pentru a realiza un ansamblu mecanic mai compact care în final să ducă la reducerea greutăţii vehiculelor.

Compoziţia de bază a oţelului 100C6 (1% C şi 1,5%Cr) a rămas aceeaşi de zeci de ani. Acest tip de oţel constituie deci un *excelent etalon de măsură* pentru a evalua progresele realizate în domeniul elaborării oţelurilor.

Există numeroase variabile de material care au influenţă asupra anduranţei rulmenţilor : conţinuturi de gaze (O, H, N); elemente reziduale (S, P, Ti); incluziuni nemetalice.

În standardele actuale, *conţinuturile de gaze* nu sînt impuse, dar ele prezintă un interes particular, fiind dăunătoare calităţii oţelurilor de rulmenţi.

Oxigenul este integral legat sub forma incluziunilor nemetalice oxidice şi are o acţiune nefavorabilă asupra anduranţei.

Prezenţa *azotului* în oţel are efect negativ, în special cînd acesta se găseşte dizolvat în soluţie solidă. Azotul fiind în exces (~100 ppm) formează în oţel nitruri, incluziuni cu nocivitate specifică asupra proprietăţilor de rezistenţă la oboseală ale oţelurilor de rulmenţi.

S-a stabilit o dependenţă a anduranţei rulmenţilor de suma [O] + [N], aşa cum reiese din figura 1, *a* [2].

Nitrurile de titan sînt precipitate dăunătoare.

Titanul, element rezidual prezent în oţelurile de rulmenţi, acţionează cu efect negativ asupra proprietăţilor de oboseală.

Aşa cum reiese din figura 1, *b* [3], [4] se observă un anumit efect de prag în dreptul valorii de 30 ppm, după care se constată o înrăutăţire rapidă a limitei de oboseală a oţelului de rulmenţi.

Cerinţele privind conţinuturile în fosfor şi în sulf sînt caracteristice oţelurilor de calitate.

Unii cercetători au arătat (fig. 1,*c*) [5] că limitarea *raportului oxigen/sulf* are o importanţă însemnată asupra creşterii valorilor anduranţei. Actualmente, acest raport se limitează la valoarea de 0,2.

Incluziunile nemetalice, mai ales cele de *tip B şi D* (conform ASTM), acţionează ca factori de concentrare a tensiunilor în matricea metalică. Cînd una din aceste incluziuni este plasată în zona tensiunilor Hertz maximale, metalul din jurul acesteia se ecruisează mai puternic decît restul matricei. Intervenţia acestui fenomen explică dispersia mare a duratelor de viaţă a rulmenţilor, întrucît prezenţa unei incluziuni nefaste în zona tensiunilor lui Hertz este în întregime dirijată de întîmplare. Pe de altă parte aceasta explică importanţa care se acordă de către producătorii de oţel purităţii incluzionare.

Investigaţii ample au arătat că *incluziunile oxidice* (aluminaţii de calciu, alumina) au influenţă negativă asupra anduranţei, direct proporţională cu creşterea dimensiunii lor (fig. 1, *d*) [6]).

Influenţa lor defavorabilă este chiar mai mare decît cea a *incluziunilor sulfidice* orientate nefavorabil (fig. 2, *a*, *b*) [1].

Ţinînd seamă de consideraţiile lui Nordberg, *mărimea* incluziunilor este primul factor de examinat.

Influenţa evidentă a altor tipuri de incluziuni a apărut odată cu micşorarea dimensiunilor maxime ale oxizilor.

La mărime egală, *nitrurile de titan* sînt mult mai nocive decît oxizii [3], [4].

Această nocivitate poate fi atribuită fenomenului de concentraţie a tensiunilor legate de forma unghiulară a acestor incluziuni.

Sulfurile complexe, de mangan şi de calciu, sînt în general mici şi au o nocivitate apropiată de cea a oxizilor.

În numeroase lucrări se semnalează tot mai des că aprecierea purităţii prin testele practicate în prezent este nesatisfăcătoare şi ca ca urmare sînt necesare investigaţii suplimentare pentru a caracteriza complet nocivitatea specifică a defectelor din matricea metalică (natură, distribuţie, compoziţie chimică, dimensiune etc.). De asemenea, există propuneri legate de completarea normelor de recepţie

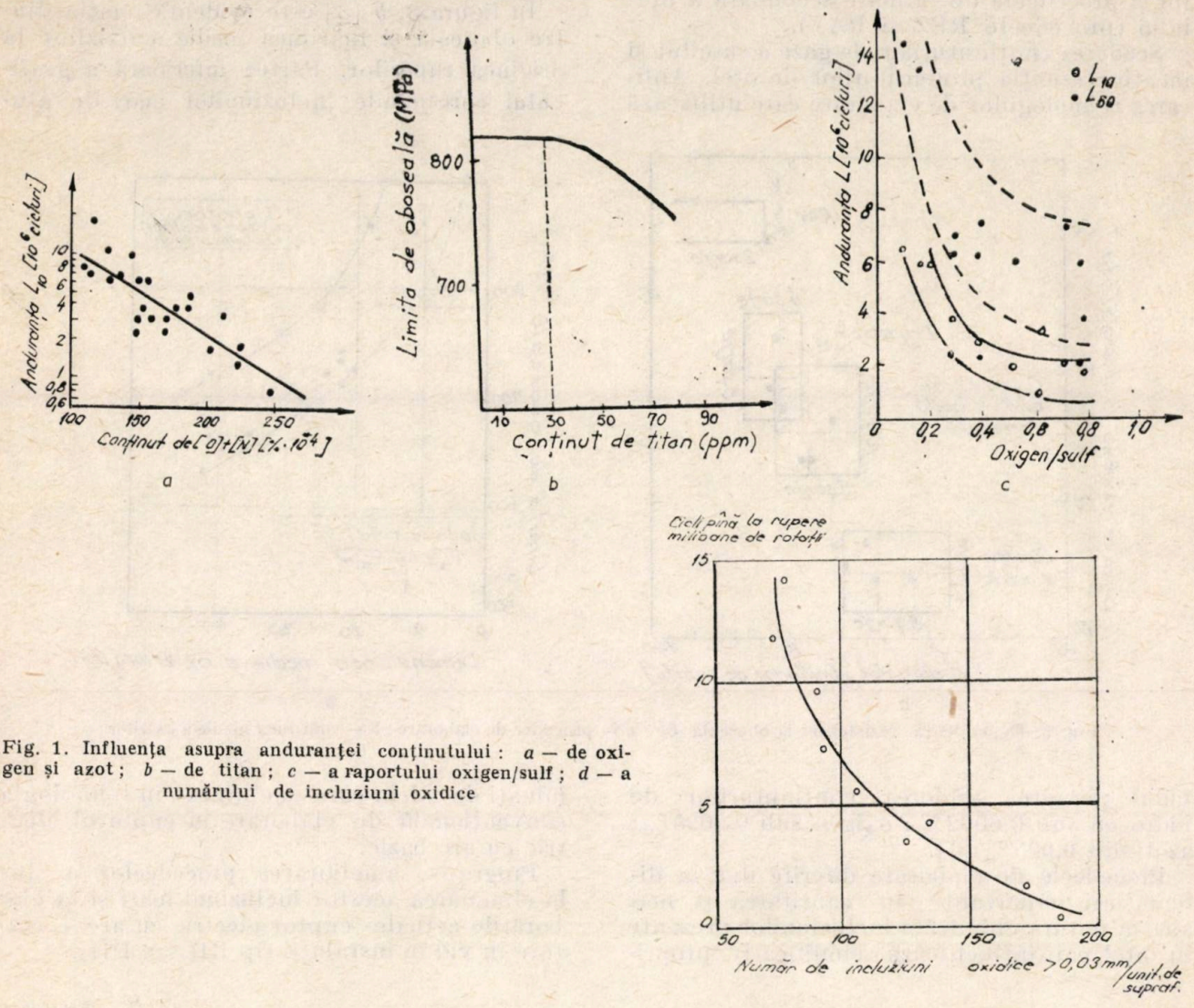


Fig. 1. Influenţa asupra anduranţei conţinutului : *a* — de oxigen şi azot ; *b* — de titan ; *c* — a raportului oxigen/sulf ; *d* — a numărului de incluziuni oxidice

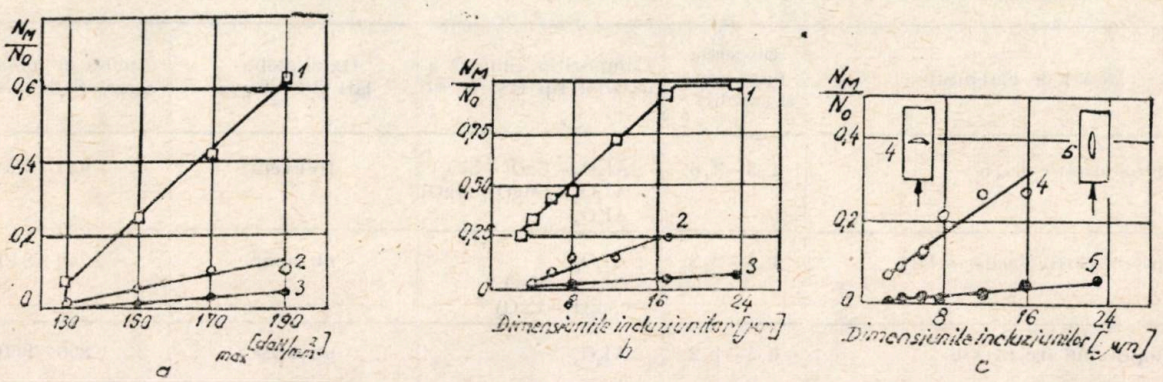


Fig. 2. Dependenţa parametrului (N_M/N_O număr de incluziuni) de natura incluziunii : *a* — solicitări verticale ; *b* — mărimea medie a incluziunilor ; *c* — orientarea sulfurilor ; *1* — oxizi ; *2* — oxisulfuri ; *3* — sulfuri ; *4* — orientate transversal ; *5* — orientate longitudinal

a oţelurilor de rulmenţi cu limitarea conţinutului de macroincluziuni.

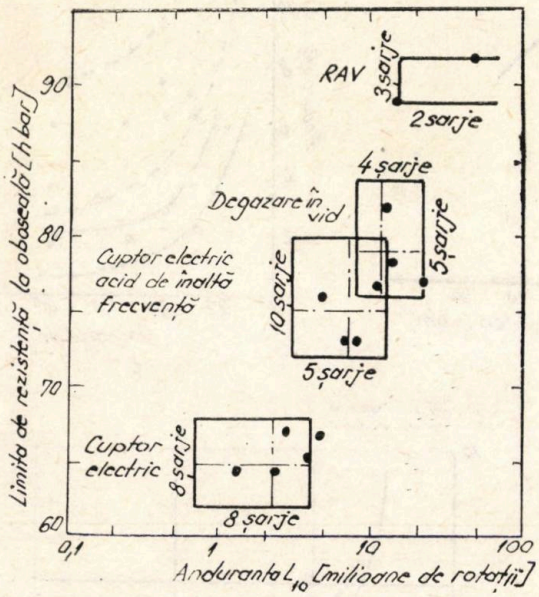
Aceste tendinţe noi reflectă şi preocupările legate de *introducerea tehnologiilor neconvenţionale* de elaborare utilizînd metalurgia vidului şi procedeele de rafinare secundară a oţelului (procedeele REZ şi RAV).

Scăderea conţinuturilor de gaze a suscitat şi menţine atenţia producătorilor de oţel. Aplicarea tehnologiilor de elaborare care utilizează vidul permite scăderea conţinuturilor de hidrogen sub 0,0002 %; oxigen sub 0,0025 %; azot sub 0,005 % [6].

Procedeele de elaborare diferite duc la diferenţieri importante în cantitatea şi mai ales în natura chimică a incluziunilor prezente în oţel, care influenţează semnificativ proprietăţile de oboseală ale oţelurilor pentru rulmenţi (fig. 3, *a*), [7].

Natura incluziunilor nemetalice este reflectarea directă a tehologiilor de elaborare aplicate (tab. 1), [7].

În figura 3, *b* [3] este evidentă relaţia dintre oboseală şi mărimea medie a oxizilor la originea ruperilor. Partea inferioară a graficului corespunde incluziunilor mari de alu-



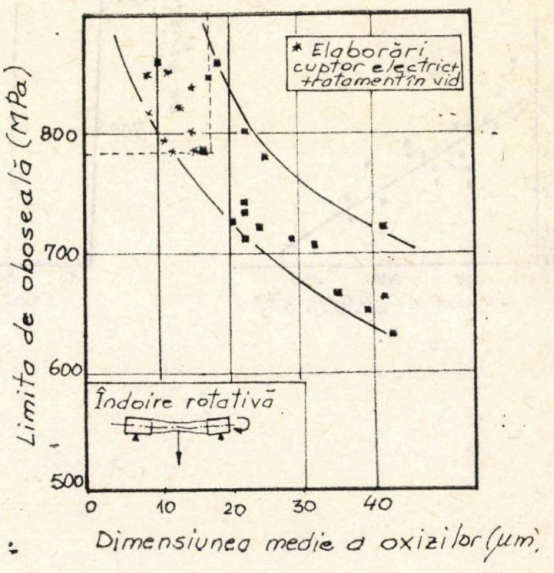


Fig. 3. Dependenţa rezistenţei la oboseală de : *a* — procedee de elaborare ; *b* — mărimea medie a oxizilor

minaţi de calciu care se obţineau în tehnologia convenţională de elaborare în cuptorul electric cu arc bazic.

Progresiv, ameliorarea procedeelor a dus la eliminarea acestor incluziuni mari şi la elaborările actuale (cuptor electric cu arc + tratare în vid în instalaţii tip RH sau DH).

Tabelul 1

Compoziţia chimică a incluziunilor oxidice pentru diferite variante de elaborare a oţelului 100 C6

Modul de elaborare	Dispersia după seria B (medii) *)	Compoziţia chimică a oxizilor tip B şi D **)	Oxizi globulari Ø > 20 μm	Limita de oboseală caracteristică, N/mm²
Cuptor electric bazic	1,5—2,6	Al_2O_3—CaO(+SiO_2) Al_2O_3—(MgO+MnO) Al_2O_3	frecvenţi	620—680
Cuptor electric bazic + DH	1,5—2,3	Al_2O_3 Al_2O_3—MgO (Al_2O_3—CaO)	nu apar	750—840
Retopite cu arc în vid	0,5—1,2	Al_2O_3	nu apar	860—960

*) conform ASTM E45 — 63, metoda A :
**) frecvenţa descreşte de la 1 la 3.

Totuşi problema obţinerii unor oţeluri de foarte înaltă puritate, în care mărimea incluziunilor să nu depăşească 10η m, a impus găsirea unor noi procedee de elaborare care să permită atingerea performanţelor calitative dorite.

Printre noile procedee utilizate cu succes în acest scop, prin satisfacerea parţială sau totală a cerinţelor calitative pentru oţelul de rulmenţi se numără retopirea cu arc în vid (RAV) şi retopirea electrică sub zgură (REZ).

Caracteristic acestor procedee de retopire este faptul că ele prezintă avantajul solidificării dirijate în cristalizoare din cupru răcit cu apă, la care se adaugă în cazul RAV acţiunea de purificare a vidului (10^{-3}—10^{-4} torr) iar în cazul REZ — cea de rafinare cu zgure sintetice.

Ameliorarea purităţii oţelului retopit, obţinută prin diminuarea cantităţii totale de incluziuni şi printr-o repartizare uniformă

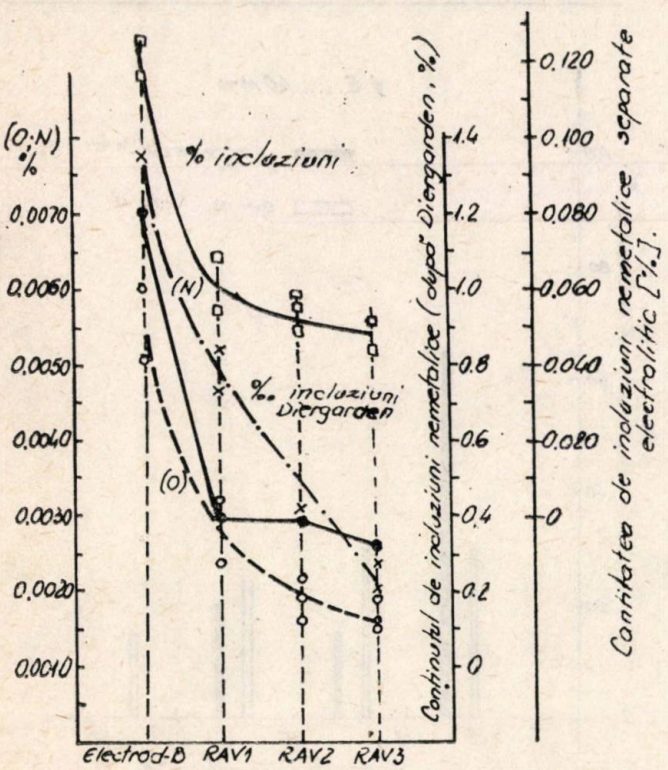


Fig. 4. Influenţa numărului de retopiri cu arc în vid asupra conţinutului de gaze şi de incluziuni nemetalice

a incluziunilor foarte fine, permite creşterea într-o măsură importantă a limitei de oboseală.

Efectul retopirilor simple şi repetate REZ şi RAV asupra purităţii oţelului de rulmenţi este prezentat în tabelul 2 şi figura 4.

Aceste scăderi ale conţinutului de incluziuni nemetalice după retopiri repetate, împreună cu o repartizare mai uniformă a incluziunilor mărunte rămase, determină o ameliorare importantă a suprafeţei lustruite prin rectificare şi deci o mai bună rezistenţă la uzură.

Tabelul 2

Materialul	Conţinutul de INM, $\%\cdot10^{-4}$:		
	oxizi	sulfuri	nitruri
Iniţial	230	27	53
Prima retopire REZ	93	5	22
A II-a retopire REZ	653	2	8

Ameliorarea purităţii a avut o influenţă considerabilă asupra rezistenţei la oboseală longitudinală şi transversală (tab. 3).

În acelaşi sens acţionează şi mărirea densităţii materilului retopit — figura 5 [9], [10], densitate care după REZ a evoluat conform datelor din tabelul 4.

Cercetările întreprinse la retopirea electrică sub zgură şi în vid a oţelului de rulmenţi (100 C6) RUL 1 au dus la următoarele concluzii:

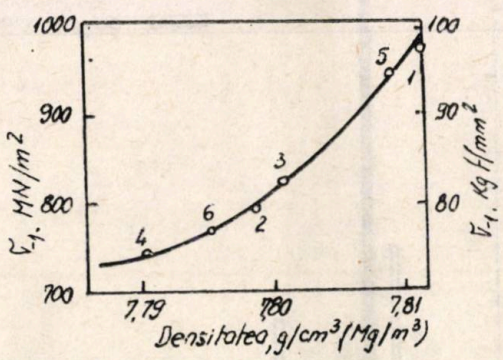


Fig. 5. Variaţia limitei de oboseală a oţelului SH 15 (RUL 1) călit în funcţie de destinaţia lui

— reducerea conţinutului de oxigen în timpul retopirii a fost în medie de 32—45% în cazul retopirilor REZ şi 42—56% la retopirile RAV (existînd corelaţie între nivelul calităţii

Tabelul 3

Epruveta	Limita de oboseală pentru 10^7 cicluri, kgf/mm²	
	Oţel elaborat în cuptorul electric bazic	Oţel retopit în vid (RAV)
Longitudinală	66	82—87
Transversală	50	55—69

Tabelul 4

Densitate, g/cm³	Margine	Centru	Coroiaj
Electrod	7,808	7,824	19
REZ — țaglă	7,855	7,850	3 la 5

electrodului și rezultatele obținute prin retopiri). Realizarea unor conținuturi mici de oxigen (sub 15 ppm) este posibilă numai în cazul utilizării unor electrozi cu [O] < 30 ppm;

— conținutul de azot s-a modificat nesemnificativ prin REZ 8% și s-a diminuat cu cca 15—24% prin RAV;

— nivelul desulfurării ajunge la cca 70% pentru retopirile REZ (cu flux de tip $CaFe_2$ — Al_2O_3) și la cca 10% pentru RAV;

— examenul micropurității a evidențiat după retopirea în vid și sub zgură o diminuare cantitativă în incluziuni nemetalice (oxizi, sulfuri), o redistribuire a acestora (în favoarea < 12μm a scăzut pentru RAV cu cca 85%, iar pentru REZ cu cca 70%.

Rezultatele obținute ilustrează rolul evident favorabil al retopirii, dar realizarea unor purități ridicate prin aceste două procedee implică ca primă condiție asigurarea unor electrozi consumabili avînd calitate controlată (conținuturile de oxigen sub 35 ppm pentru a realiza niveluri finale după RAV sub 20 ppm), dimensiuni pe cît posibil sub cca 30 μm cu frecvență mare sub 10 μm, sub formă de ames-

Tabelul 5

Evoluția conținuturilor de gaze în oțelul RUL 1v tratat în vid în instalația DH

Starea oțelului înainte de tratarea în vid în instalația DH	Conținutul final de :		
	O, ppm	N, ppm	H, ppm
Oțel netratat	25—40	60—110	2—4
Oțel tratat	14—25	30—60	1,5

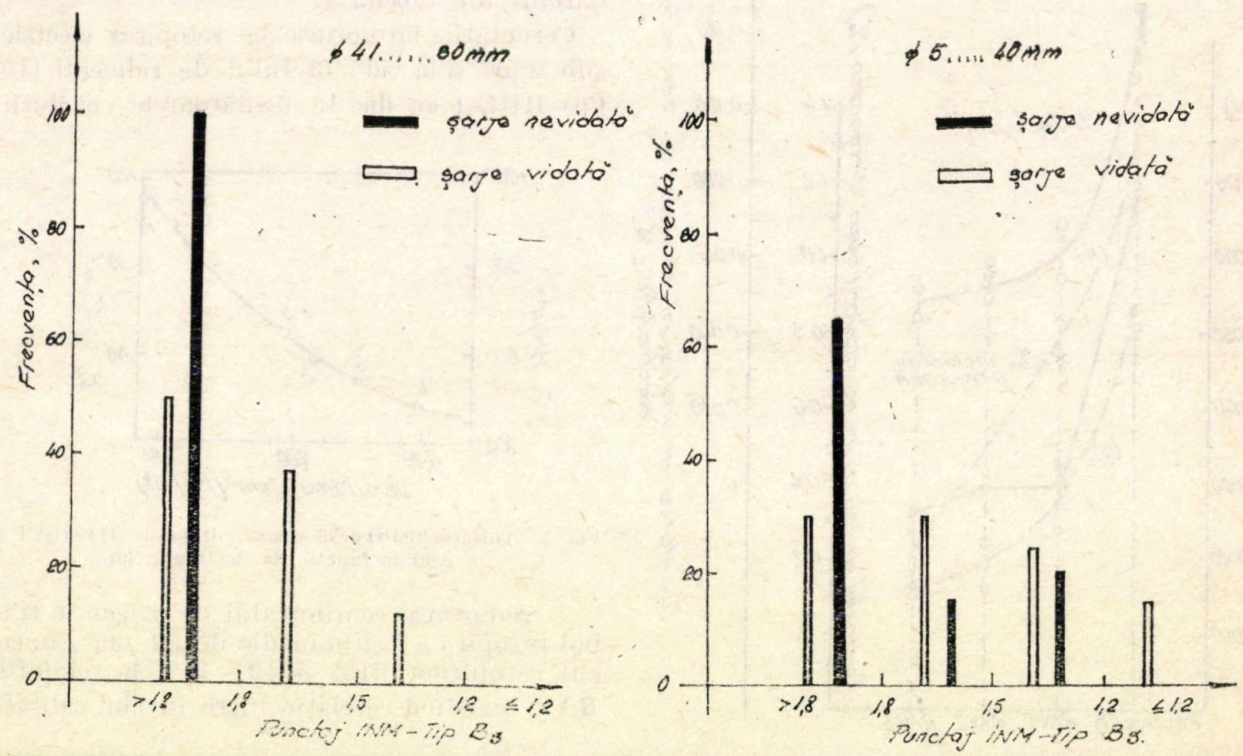


Fig. 6. Evoluția punctajului de incluziuni nemetalice tip B (subțire — gros) în oțelul RUL 1 elaborat clasic și elaborat cu tratare în vid în instalația DH

celor disperse față de cele dispuse în șiruri) și o micșorare a dimensiunilor medii și maxime. Astfel, pentru oțelul retopit indicele de puritate Σ40 a scăzut în medie cu 46—66% pentru oțelul RAV și 40—50% pentru oțelul REZ. De asemenea, numărul specific al incluziunilor tecuri de oxizi cu punct de topire cît mai coborît, evitînd oxizii stabili cu punct de topire ridicat și dimensiuni mari.

Rezultatele experimentărilor la scară industrială realizate în varianta tehnologică cuptor electric cu arc — tratare în vid în instalație DH evidențiază eficiența acestei tehnologii

prin conținuturile de gaze din oțel (tab. 5) și prin modificările incluziunilor nemetalice (fig. 6 și 7).

S-a constatat că oțelul produs cu practicarea degazării în vid este superior calitativ, asigurînd valori superioare ale anduranței la încercările de oboseală prin contact (fig. 8) și reprezentînd un material bun pentru utilizare ca electrod consumabil în scopul realizării unui

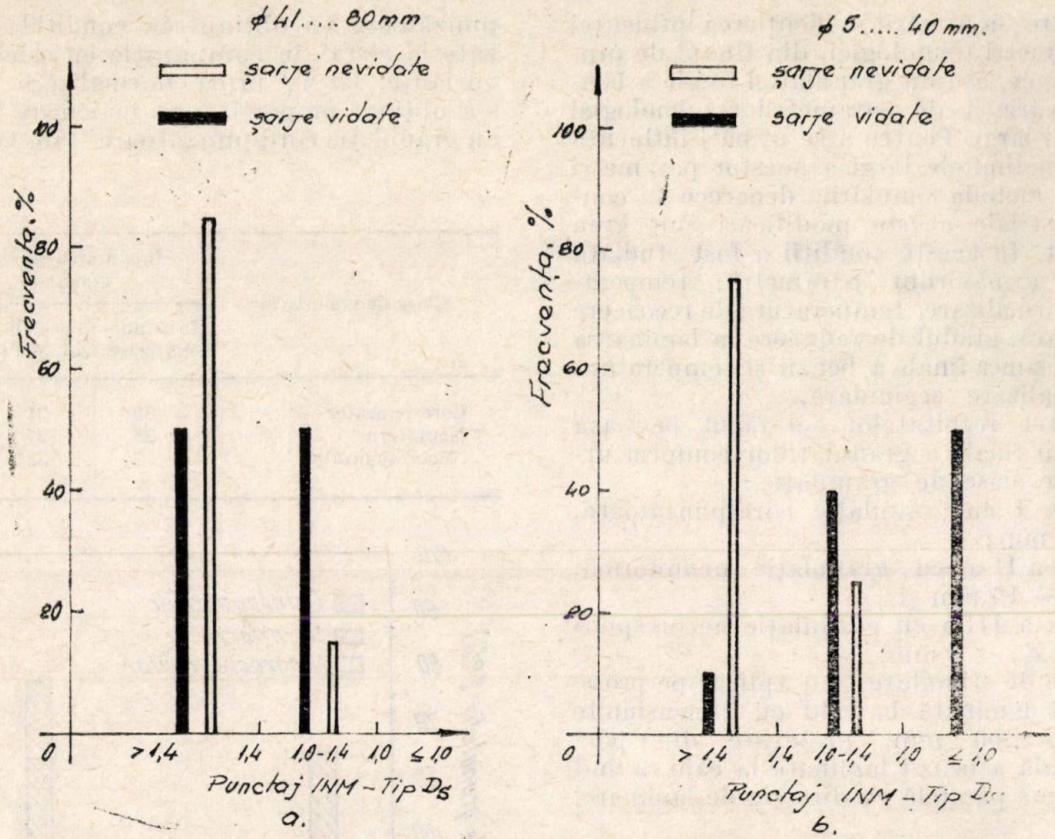


Fig. 7. Evoluția punctajului de incluziuni nemetalice tip D (subțire — gros) în oțel RUL 1 elaborat clasic și elaborat cu tratarea în vid, în instalația DH

produs de înaltă puritate cerut de destinații speciale.

Din cele prezentate anterior și ținînd seamă de faptul că specificațiile de material nu dau indicații referitoare la procedeul de elaborare, perfecționarea tehnologiilor existente și introducerea procedeelor de rafinare secundară oferă posibilități de realizare a unor noi metode care să contribuie la ridicarea calității oțelului de rulmenți.

BIBLIOGRAFIE

[1] * * * — *Povișenie kacestva i ulucișenie sortamenta podșipnikovih stalei v stranah cilenah SEV* (Referat CAER), Moscova, Secretariat CAER, 1979.

[2] Vacu, S., Ursu V., Rizescu C., ș.a. — *Elaborarea oțelurilor aliate*, vol. II, Ed. Tehnică, București, 1983.

[3] Monnot, J., Cogne Y., Héritier, B.— *Puritatea incluzionară și limita de oboseală a oțelurilor de rulmenți.* In : C.I.T., Franța, nr, 10, 1986.

[4] Lund, T., Akersson J., — *Cleanliness Requirements on Rolling Bearing Steels.* În : Technical Report SKF-Steel AB, Suedia, nr. 1/1986.

[5] Tardy, P., *Einfluss des Verhältnisses von Sauerstoff-und Schwefelgehalt auf die Lebensdauer von Walzlagerstahl.* În : Archiv für das Eisenhüttenwesen, R. F. G., nr. 7, 1972, p. 583—587.

[6] Akersson, J. *Procedeul SKF — MR pentru elaborarea oțelurilor de rulmenți de înaltă rezistență.* Simpozion ASEA, SKF, Suedia, 1982.

[7] Tricot, R. *Propriétés d'emploi des aciers pour roulements.* Simpozion tehnic franco-român, București, 1975.

[8] Tripșa, I. ș.a. *Degré de pureté et propriétés d'aciers traités sous vide.* În : La metallurgie et la construction mecanique, Franța, 100, nr. 3, 1968, p. 159.

[9] Paton, B. E., Medovar, B. *Refusion d'électrodes consommables au sein d'une scorie électroconductrice.* In : Revue de Metallurgie, Franța, nr. 2, 1965.

[10] — Vakuum-Technik, R.F.G., nr. 7, 1962, p. 191.

Cercetări privind optimizarea prin metoda simulării parametrilor de procesare la rece a benzilor din oțel electrotehnic cu grăunți orientați

Dr. ing. Gh. Pârvu,
dr. ing. A. T. Dumitrescu,
ing. G. Gherghișor, ing. V. Miron,
ing. C. Winckelbauer,
ing. Florentina Ionescu
ICEM — București

CZ : 669 : 14—418 : 621.3

În lucrare s-a urmărit evidențierea influenței unor parametri tehnologici, din fluxul de procesare la rece, asupra granulației finale a benzii, prin variații ale parametrilor tehnologici în domenii largi. Pentru a se urmări influența variației în limitele largi a acestor parametri s-a folosit metoda simulării, deoarece în condiții industriale aceste modificări sînt greu de realizat. În aceste condiții a fost studiată influența următorilor parametri: temperatura de normalizare, temperatura de recoacere intermediară, gradul de reducere la laminarea a II-a, grosimea finală a benzii și temperatura de recristalizare secundară.

Aprecierea rezultatelor s-a făcut pe baza dimensiunii finale a granulațiilor conform următoarelor clase de granulație:

— clasa I cu granulație corespunzătoare, $d_{gr} \geqslant 3$ mm;

— clasa a II-a cu granulație neuniformă, $d_{gr} = 1 - 10$ mm și

— clasa a III-a cu granulație necorespunzătoare, $d_{gr} < 3$ mm:

Ciclurile de stimulare s-au aplicat pe probe din bandă laminată la cald cu dimensiunile $2 \times 30 \times 200$ mm, prelevate din porțiunea finală a benzii laminate la cald, avînd cota maximă paralelă cu direcția de laminare.

Influența temperaturii de normalizare

Pentru a se determina influența condițiilor de normalizare asupra granulației finale, au fost utilizate 89 de probe provenind din 10 șarje ale unui singur lot de bandă laminată la cald, fiecare probă corespunzînd unui rulou fiind divizată într-un număr egal cu numărul variantelor de tratament termic.

S-au aplicat trei variante de simulare pe probe: nenormalizate, normalizate la 880°C conform practicii industriale curente și normalizate la 980°C conform unor recomandări din literatură [1]. Normalizarea s-a efectuat fără atmosferă de protecție, timpul de menținere pe temperatură a fost de 3 min, cu răcire în aer.

După normalizare, simularea s-a executat în laborator cu respectarea tuturor parametrilor de laminare la rece și de tratamente termice specifice acestei tehnologii.

Potrivit rezultatelor din tabelul 1, proporția cea mai mare de probe cu granulație necorespunzătoare s-a obținut în condițiile normalizate la 880°C, în comparație cu celelate două variante, iar în urma normalizării la 980°C s-a obținut proporția cea mai mare de probe cu granulație corespunzătoare (tab. 1).

Tabelul 1

Clasa de granulație	Încadrarea în clasele de granulație, %:		
	fără normalizare	normalizat, 880°C	normalizat, 980°C
Corespunzător	65	31	78
Neuniform	28	37	14
Necorespunzător	7	32	8

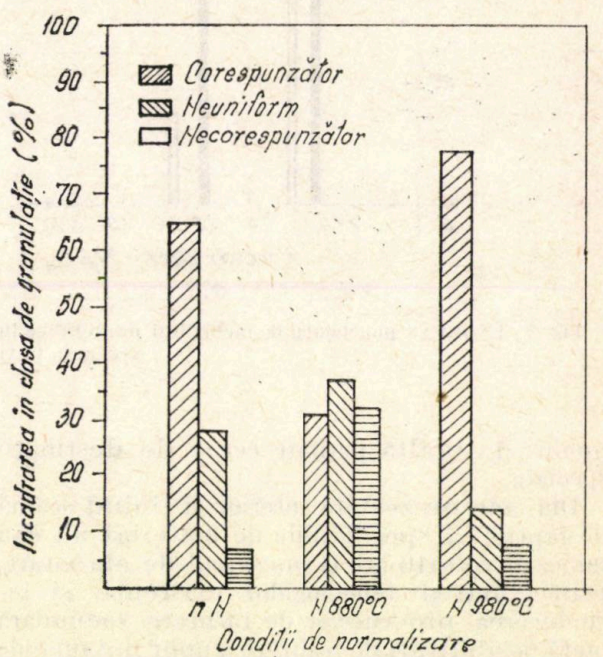


Fig. 1. Încadrarea în clasele de granulație în funcție de condițiile de normalizare: nN—fără normalizare; N 880°C—normalizat la 880° C; N 980°C — normalizat la 980°C

Rezultatele sînt prezentate sintetic în diagrama din figura 1.

Conform celor prezentate în figura 1 se poate trage concluzia că cele mai bune rezultate s-au obținut prin normalizare la temperatura ridicată de 980°C.

Influența temperaturii de recoacere intermediară

Determinarea temperaturii optime de recoacere intermediară are o influență deosebită asupra aplicării curente a fluxului tehnologic de procesare la rece a benzilor. În privința temperaturilor la care trebuie realizat acest tratament termic, pentru a se obține transformările structurale impuse, în literatura de specialitate se propun limite largi, între 850 și 950°C. Pentru experimentare au fost alese trei valori ale temperaturii de recoacere și anume : 880°C, 940°C și 980°C.

Rezultatele obținute sînt prezentate în figura 2 și duc la concluzia că, pe măsura creșterii temperaturii de recristalizare, procentul

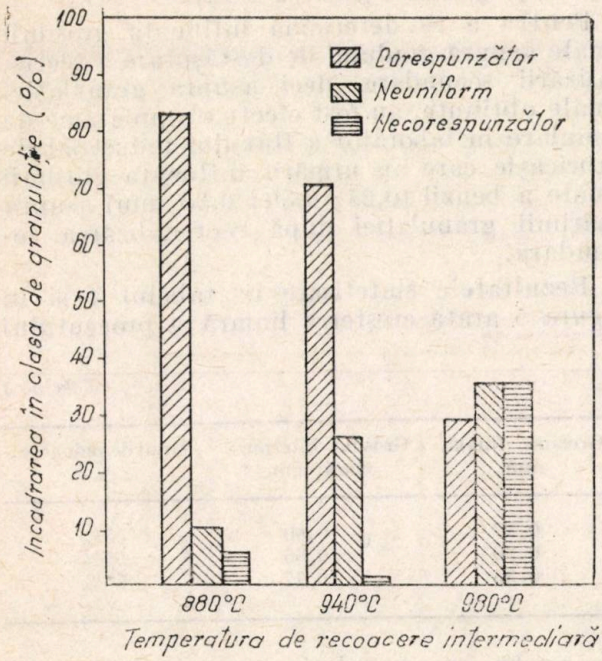


Fig. 2. Influența temperaturii de recoacere intermediară asupra nivelului de încadrare în diferite clase de granulație

de probe cu granulație corespunzătoare scade, temperatura optimă fiind 880°C.

S-a presupus că rezultatele mai slabe, obținute pe probe de recoacere intermediară la temperaturi ridicate, s-ar datora depășirii temperaturii la care particulele de inhibitor MnS încep să coaguleze scăzînd eficiența de control al recristalizării secundare la tratamentul de recoacere înaltă. Pentru verificarea acestei ipoteze s-a întocmit un program suplimentar de experimentări în vederea determinării temperaturii la care particulele de MnS încep să coaguleze desfășurîndu-se recristalizarea secundară. S-a denumit această temperatură *temperatură specifică de recristalizare secundară*, datorită faptului că este specifică fiecărui rulou și este determinată de valorile parametrilor tehnologici în care a fost procesat ruloul respectiv și care condiționează temperatura pînă la care sînt stabile particulele inhibitoare de MnS.

Programul de simulare a constat din recoacerea în atmosferă de H_2 a probelor cu grosimea finală de 0,3 mm, timp de 6 ore, viteza de încălzire pînă la temperatura de menținere 30°C/h, menținerea efectuîndu-se la temperaturi cuprinse în intervalul 850—1 100°C, temperaturi pentru care literatura de specialitate [5], [6] menționează că se desfășoară recristalizarea secundară.

În urma rezultatelor obținute s-a constatat că recristalizarea secundară pe probele analizate se desfășoară la temperaturi specifice fiecărui rulou cuprinse între 850 și 950°C.

Pentru a se determina influența *temperaturii specifice de recristalizare secundară* asupra comportării probelor la tratamentul de recoacere intermediară, probele au fost împărțite în trei categorii în funcție de temperatura specifică de început de recristalizare secundară (850°C, 900°C); pentru fiecare categorie s-a calculat nivelul de încadrare în clasa de granulație corespunzătoare în funcție de temperatura de recoacere intermediară.

În figura 3 sînt redate aceste niveluri de încadrare, observîndu-se în cazul probelor cu temperatură specifică de recristalizare secundară ridicată (T_M = 950°C) că temperatura de re-

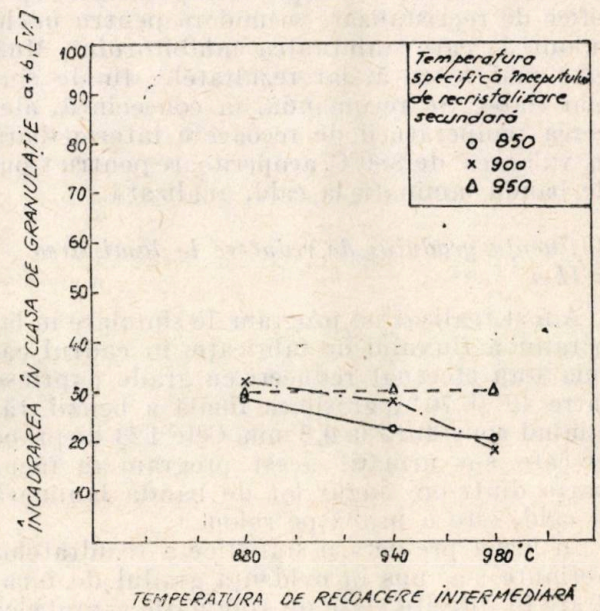


Fig. 3. Nivelul de încadrare a probelor cu granulație corespunzătoare în funcție de temperatura specifică de început de recristalizare și temperatura de recoacere intermediară

coacere intermediară nu are nici o influență asupra încadrării în clase de granulație.

Dacă temperatura specifică de început a recristalizării secundare este mai scăzută (T_M =

= 850—800°C) atunci nivelul de încadrare scade destul de mult odată cu creşterea temperaturii de recoacere intermediară.

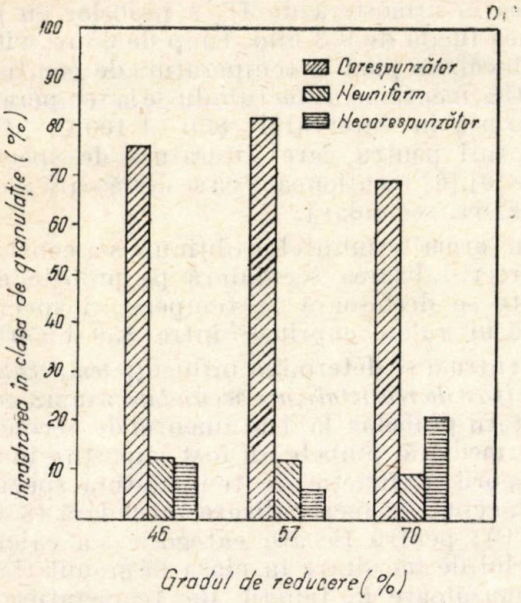


Fig. 4. Influenţa gradului de reducere la laminarea a doua asupra nivelului de încadrare a probelor în diferite clase de granulaţie

Rezultatele acestor experimentări confirmă ideea că la temperaturi ridicate de recoacere intermediară se pot depăşi temperaturile specifice de recristalizare secundară pentru unele rulouri la care stabilitatea inhibitorului MnS este mai scăzută, iar rezultatele finale sînt mai slabe. Se recomandă, în consecinţă, alegerea temperaturii de recoacere intermediară la valoarea de 880°C, acoperitoare pentru tipul de bandă laminată la cald, analizată.

Influenţa gradului de reducere la laminarea a II-a

A fost realizat un program de simulare în laborator a fluxului de fabricaţie în cadrul căruia s-au efectuat reduceri cu grade cuprinse între 46 şi 70%, grosimea finală a benzii rămînînd constantă la 0,3 mm. Cele 123 de probe pe care s-a urmărit acest program au făcut parte dintr-un singur lot de bandă laminată la cald, cîte o probă pe rulou.

În urma prelucrării statistice a rezultatelor obţinute s-a pus în evidenţă gradul de încadrare în diferite clase de granulaţie a probelor anlizate, care este prezentat în tabelul 2 şi în figura 4.

Rezultatele acestui program de experimentare indică valori optime pentru gradul de reducere la laminarea a II-a de 55—57%, la jumătatea intervalului considerat admisibil în literatura de specialitate (47—70%).

Grosimile intermediare obţinute după prima laminare la rece, calculate pentru acest grad de reducere, rezultă din tabelul 3.

Tabelul 2

$s_{intermediară}$ / $s_{finală}$	grad de reducere, %	Încadrarea în clase de granulaţie :		
		corespunzător	neuniform	necorespunzător
0,56/0,30	46	76,5	12,5	11
0,70/0,30	57	82	12	6
1,00/0,30	70	69,2	88,62	21,55

Influenţa grosimii finale a benzii

Pentru a se determina influenţa grosimii finale asupra gradului de desfăşurare a recristalizării secundare, deci asupra granulaţiei finale obţinute, au fost efectuate programe de simulare în laborator a fluxului industrial de fabricaţie care au urmărit influenţa grosimii finale a benzii (0,25; 0,30; 0,35 mm) asupra mărimii granulaţiei după recristalizarea secundară.

Rezultatele sintetizate în tabelul 4 şi în figura 5 arată creşterea liniară a procentului

Tabelul 3

Grosime finală, mm	Grosime intermediară, mm	Grad de reducere, %
0,27	0,60	55%
0,30	0,66	55%
0,35	0,77	55%

de probe cu granulaţie corespunzătoare pe măsura creşterii grosimii finale. Rezultă, aşa cum se prezintă şi în literatura de specialitate

Tabelul 4

Grosimea finală, mm	Încadrarea în clase de granulaţie, % :		
	corespunzător	neuniform	necorespunzător
0,25	43,2	40,74	16
0,30	82	12	6
0,35	92,8	3,6	3,6

[5], că recristalizarea secundară se desfăşoară mai stabil la grosimi mai mari de bandă, unde influenţa energiei suprafeţei benzii este mai scăzută. Aceste rezultate trebuie însă analizate cu atenţie întrucît la experimentări nu s-a determinat şi gradul de texturare a probelor

cu diferite grosimi finale. Totodată opţiunea asupra grosimii finale, într-o fabricaţie industrială, se face în special în funcţie de nivelul pierderilor magnetice admise, care sînt defavorabile pentru banda cu grosime mare. Concluzia principală care rezultă din aceste experimentări este aceea că fabricaţia devine mai stabilă la grosimi mai mari de bandă finală.

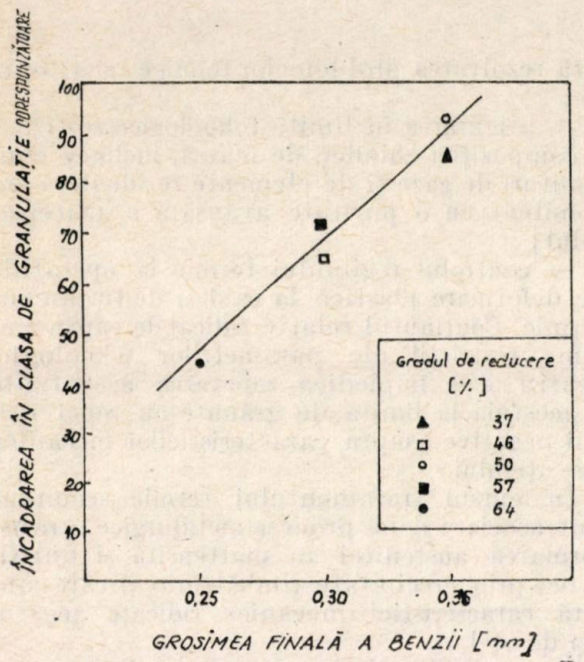


Fig. 5. Influenţa grosimii finale a benzii şi a gradului de reducere la laminarea a doua asupra nivelului de încadrare în clasele de granulaţie

Concluzii

Pe baza rezultatelor experimentale obţinute din programele de simulare în laborator a fluxului de procesare la rece s-au putut evidenţia următoarele influenţe asupra procesului de desfăşurare a recristalizării secundare:

Influenţa favorabilă a normalizării asupra procesului de desfăşurare a recristalizării secundare, măsurată prin mărimea granulaţiei finale, apare numai cînd normalizarea are loc la temperaturi ridicate, respectiv 980°C, în cadrul acestor experimentări.

Pe măsura creşterii temperaturii de recoacere intermediară apare pericolul depăşirii temperaturii specifice de recristalizare secundară şi al creşterii particulelor de inhibitor MnS cu efect defavorabil asupra stabilităţii proceselor ulterioare de creştere a granulaţiei. Temperatura optimă de recoacere intermediară determinată în cadrul acestor experimentări utilizînd o anumită calitate de bandă laminată la cald a fost de 880°C.

Gradul de reducere optim pentru laminarea a II-a la rece rezultat din aceste experimentări a fost de aproximativ 55%. Se observă o influenţă mai puternică a grosimii finale decît a gradului de reducere la laminarea a II-a asupra granulaţiei finale a benzii; granulaţia finală este mai stabilă la grosimi mai mari de bandă finală.

BIBLIOGRAFIE

[1] Goldstein, V., Ia., ş.a. În: Stal, U.R.S.S., nr. 10, 1985, p. 71.

[2] Marsumura B. K. şi Kamada I. În: Trans. I.S.I.J., Japonia, nr. 13, 1973, p. 174.

[3] Goralik, S. S., Recristallisation Metals Alloy, Plenum Press. New York, 1978, p. 326.

[4] Koh, P. K., Dum, C. G., Trans. Am. Inst. Chem. Engrs., S.U.A., 218, 1969, p. 65.

[5] Hay, J. E., Turnbull, D. În: Trans., Am. Inst. Chem. Engrs., S.U.A., 212, p. 769.

REVISTA REVISTELOR

Neue Hütte, R.D.G., nr. 4, 1987

Principiile şi utilizările acoperirii arcului cu plasmă, p. 121 — Călirea straturilor periferice prin fascicul electronic — posibilităţile tehnologice şi efectele asupra materialelor, p. 127 — Depuneri complexe de difuzie de borură pe oţeluri, p. 134 — Consumul de energie al proceselor de tratament termic ca un criteriu pentru procedeele tehnologice, p. 137 — Proprietăţile fizice ale materialelor călite cu laser, p. 140 — Rezistenţa şi comportarea mecanică a depunerilor rigide pe suprafeţe, p. 142 — Aspecte privind determinarea ductilităţii compozitelor de depunere substrat, p. 147 — Încercări metalofizice asupra structurii prin spectroscopia EXAFS, p. 148 — Coeficienţi de distribuţie ai adaosurilor din tantal, la topirea zonelor cu fascicul electronic, p. 154 — Sesiunea „Tehnica materialelor", din cadrul Universităţii tehnice „Otto von Guericke", Magdeburg, p. 156 — Al 9-lea congres asupra controlului materialelor, p. 157 — Sesiunea „Metalurgie de înnobilare", p. 158.

Giessereitechnik, R.D.G., nr. 4, 1987

Structura şi proprietăţile mărcii de oţel GS—C25 în diferite condiţii de tratament termic, p. 107 — Introducerea tehnologiei convertizorului cu vid în oţelăria Rothensee, p. 111 — Posibilităţi de creştere a productivităţii cuptoarelor cu trecere continuă prin optimizarea şarjelor, prin exemplul normalizării pieselor turnate din oţel, p. 114 — Aspecte cu privire la modelarea tehnică prin program de calculator a tratamentului termic termochimic, p. 116 — Încercări privind proprietăţile şi structura oţelului refractar turnat, cu marca GS—X37CrMoV5 1, p. 117 — Îmbunătăţirea proprietăţilor fontei cu grafit nodular, prin optimizarea controlului de calitate, p. 119 — Influenţa cochiliilor pentru răcire rapidă asupra structurii elementelor de construcţie din fontă cu grafit nodular comparativ cu cele din fontă cenuşie, p. 121 — Comportarea la transformare a pieselor turnate din oţel sub efectul ciclurilor de sudură termice, p. 124 — Influenţa sudurii de reparare asupra aşchierii materialului GS—17Mo5, p. 126 — Contribuţie la aşchierea pieselor turnate din oţel, p.128.

Caracteristici de rezistenţă ale unui oţel inoxidabil durificat prin precipitare

Dr. ing. M. Teodorescu,
ing. C. Georgescu şi ing. C. Stanciu
ICEM — Bucureşti

CZ : 669.018 : 622.785

Asimilarea şi fabricarea produselor metalurgice destinate execuţiei echipamentelor pentru centrale nuclearo-electrice impun caracterizarea complexă a calităţii. Dintre produsele cu această destinaţie se disting barele şi alte produse profilate din oţel de marcă SA 564 Grade 630, care se situează la limita superioară a caracteristicilor de rezistenţă a întregii game de materiale.

Acest oţel de tip 0,05 C17CrNi4Cu asigură, în stare durificată prin precipitare, valori ridicate ale limitei de curgere şi ale rezistenţei la rupere, precum şi o tenacitate la rupere satisfăcătoare. Performanţele se menţin într-o gamă relativ largă de temperaturi, fapt care permite folosirea produselor respective la execuţia pieselor puternic solicitate care funcţionează la cald.

Una dintre problemele importante care se ridică în promovarea produselor din această marcă de oţel este aceea a cunoaşterii caracteristicilor de rezistenţă asigurate de material în întreg domeniul temperaturilor de utilizare. Lucrarea prezintă rezultatele unui program pentru studierea caracteristicilor de rezistenţă ale unor produse dintr-o gamă largă de dimensiuni, supuse unor variante de tratament termic, specifice mărcii de oţel.

Rezultatele obţinute la temperatura de + 20°C cît şi la temperaturi ridicate pînă la + 343°C sînt comparate cu valorile caracteristice ale mărcii, aşa cum rezultă din norma de referinţă (SA 564) şi din codul de calcul (Cod ASME — Secţiunea III — Appendices I).

Lucrări experimentale

Realizarea produselor din oţel durificabil prin precipitare de tip SA 564 Grade 630 necesită rezolvarea problemelor tehnice referitoare la :

— asigurarea în limite tehnologice restrînse a compoziţiei chimice de marcă, inclusiv conţinuturi de gaze şi de elemente reziduale, concomitent cu o puritate avansată a materialului ;

— controlul regimului termic la operaţiile de deformare plastică la cald şi de tratament termic. Conţinutul relativ ridicat de cupru impune restricţii ale parametrilor tehnologici pentru a se împiedica separarea accentuată a acestuia la limita de grăunte cu repercusiuni negative asupra caracteristicilor mecanice ale oţelului.

În cursul tratamentului termic secundar sînt asociate două procese metalurgice : transformarea austenitei în martensită şi durificarea prin precipitare (îmbătrînirea) care conferă caracteristici mecanice ridicate acestui tip de oţel.

În condiţiile tehnice actuale, realizarea produselor din acest oţel nu este discriminatorie din punctul de vedere al tehnologiilor de fabricaţie. Astfel, oţelul se poate elabora prin diferite procedee tehnologice în cuptor electric, inclusiv VAD, VOD ; în cuptor cu inducţie în vid ; retopire folosind electrod consumabil (REZ sau RAV). De asemenea, operaţiile de deformare plastică se pot efectua prin forjare, laminare sau extrudare, putîndu-se realiza o gamă largă de dimensiuni şi sortimente de produse.

În cazul acestor experimentări, oţelul a fost elaborat în cuptor electric şi retopit RAV. Limitele de compoziţie chimică asigurate la şarjele elaborate sînt prezentate în tabelul 1. Prelucrarea la cald a materialului s-a făcut prin forjare sau extrudare, asigurîndu-se un grad de deformre a materialului de minimum

Tabelul 1

Compoziţia chimică a şarjelor analizate

Condiţii	Conţinutul în elemente chimice, %								
	C	Mn	P	S	Si	Cr	Ni	Cu	Nb + Ta
Prevederile SA 564 — Grade 630	maxim 0,07	maxim 1,00	maxim 0,040	maxim 0,030	maxim 1,00	15,00 ... 17,50	3,00 ... 5,00	3,00 ... 5,00	0,15 ... 0,45
Valorile limită realizate	0,024 ... 0,05	0,52 ... 0,93	0,01 ... 0,022	0,005 ... 0,014	0,36 ... 0,78	15,5 ... 17,2	4,0 ... 4,75	3,41 ... 4,15	0,20 ... 0,33

6. Tratamentul termic secundar a corespuns variantelor prezentate în tabelul 2. Cele mai bune caracteristici mecanice de rezistență (limită de curgere și rezistență la rupere) la tem-

Tabelul 2

Variantele tratamentului termic de îmbătrînire ale produselor din oțel marca SA 564 Grade 630

Varianta de tratament termic	Simbolizarea ASTM	Temperatura, °C	Durata[1] de menținere, ore	Mediul de răcire
I	H 900	482±8	1	aer
II	H 925	496±8	4	
III	H 1025	552±8	4	
IV	H 1075	579±8	4	
V	H 1100	593±8	4	
VI	H 1150	621±8	4	
VII	H 1400	760±8	2	
		621±8	4	

1) Din momentul atingerii temperaturii de tratament termic

peraturi ridicate se obțin în stările IV, V, VI de tratament termic, stări în care se asigură și caracteristicile mecanice de rezistență optime la temperatura ambiantă, necesare echipamentelor utilizate în cadrul CNE. Ca urmare, în cadrul programului experimental au fost studiate variantele de tratament termic IV, V și VI.

Încercările de tracțiune la temperatura ambiantă au fost executate cu respectarea prescripțiilor normei ASTM E 8, fiind determinate: limita de curgere ($R_{p0,2}$), rezistența la rupere (R_m), alungirea și gîtuirea la rupere. Limita de curgere a fost determinată în condițiile unei viteze de creștere a tensiunii de maximum 690 N/mm²/min, iar rezistența la rupere, în condițiile unei viteze maxime de deformare, de 0,5 mm/min pentru fiecare milimetru al lungimii între repere. Există o diferență mică între valoarea limitei de curgere și cea a rezistenței de rupere, fapt care a dus la încercarea în regim de control a deformației specifice.

Încercările de tracțiune la cald au fost executate cu respectarea prescripțiilor normei ASTM E 21 la temperaturile de 93°C, 149°C, 204°C, 260°C și 343°C, 316°C, determinîndu-se limita de curgere și rezistența la rupere. Caracteristicile de rezistență la cald au fost determinate în condițiile controlării vitezei de creștere a deformației specifice care a fost de maximum 0,004 — 0,006/min pînă la atingerea limitei de curgere și de 0,05 ± 0,01 din lungimea calibrată a epruvetei pe minut după depășirea limitei de curgere. Și în acest caz curbele caracteristice au fost de tipul cu consolidare continuă și au fost caracterizate printr-un raport $R_{p0,2}/R_m$ de peste 0,9.

Analiza rezultatelor obținute

Valorile caracteristicilor de tracțiune la +20°C ale produselor analizate s-au comparat cu prevederile normei de referință. Așa cum

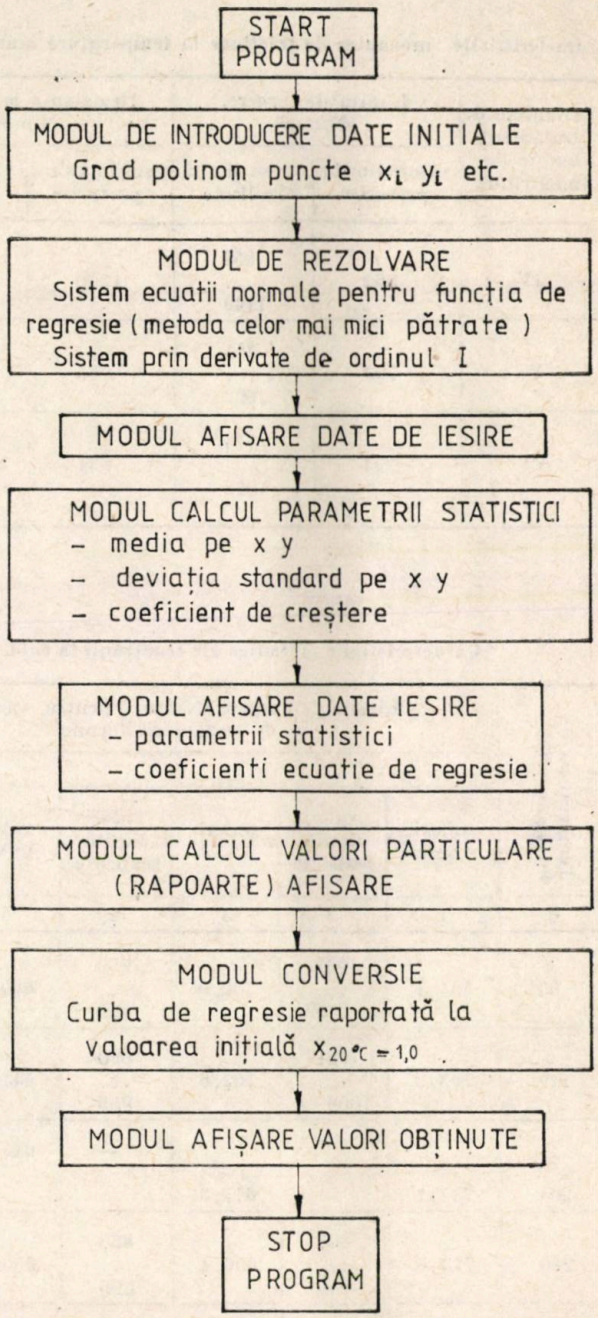


Fig. 1. Schema bloc a programului de calculator pentru prelucrarea statistică a datelor de rezistență la cald

rezultă din datele prezentate în tabelul 3, valorile limitei de curgere s-au situat peste valorile minime cu 6 — 41% iar în cazul re-

zistenţei la rupere, valorile acesteia sînt superioare valorilor minime prescrise cu 1 — 18%.

Pentru caracteristicile de tracţiune la temperaturi ridicate, după cum rezultă din datele prezentate în tabelul 4, în cazul variantelor de tratament termic IV, V şi VI, s-au obţinut rezultate corelate cu caracteristicile determinate la +20°C.

În cazul limitei de curgere a rezistenţei la rupere, rezultatele obţinute pe fiecare variantă de tratament termic şi de temperatură de încercare au fost prelucrate statistic, nor-

Tabelul 3

Caracteristicile mecanice de tracţiune la temperatura ambiantă, realizate pe produsele din oţel marca SA 564 — Grade 630

Variantele de tratament termic de îmbătrînire	Limita de curgere, N/mm²		Rezistenţa la rupere, N/mm²		Alungirea la rupere, %		Gîtuirea la rupere, %	
	valori limită prescrise	valori limită realizate	valori minime prescrise	valori limită realizate	valori minime prescrise	valori limită realizate	valori minime prescrise	valori limită realizate
IV	862	956 ... 1149	1000	1006 ... 1180	13	16 ... 24	45	57 ... 67
V	793	851 ... 1092	965	1035 ... 1113	14	14 ... 24	45	50 ... 68
VI	724	774 ... 1028	931	976 ... 1061	16	17 ... 26	50	58 ... 69

Tabelul 4

Caracteristicile mecanice ale tracţiunii la cald realizate pe produsele din oţel marca SA 564 Grade 630

Temperatura de încercare, °C	Limita de curgere (N/mm²) pentru varianta de tratament termic						Rezistenţa la rupere (N/mm²) pentru varianta de tratament termic					
	IV		V		VI		IV		V		VI	
	valori ASME	valori limită realizate	valori ASME	valori limită realizate	valori ASME	valori limită realizate	valori ASME	valori limită realizate	valori ASME	valori limită realizate	valori ASME	valori limită realizate
0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
93	797,1	967 ... 979	732,9	950 ... 969	669,5	824 ... 880	999,8	1011 ... 1024	965,3	991 ... 1008	930,8	929 ... 939
149	763,3	921 ... 1006	702,6	890 ... 956	641,2	748 ... 732	999,8	966 ... 1031	965,3	921 ... 998	930,8	908 ... 972
204	737,1	—	677,8	—	613,7	793 ... 816	972,9	1003	939,8	—	906,0	857 ... 931
260	713,6	867 ... 940	656,4	835 ... 890	600,0	782 ... 826	963,5	904 ... 992	918,4	850 ... 937	886,0	854 ... 936
316	695,7	752 ... 916	639,9	799 ... 884	584,0	736 ... 801	938,4	830 ... 980	906,0	830 ... 925	873,6	877
343	686,1	775 ... 830	630,9	767 ... 835	576,4	737 ... 766	—	860 ... 890	—	840 ... 885	—	770 ... 799

malitatea distribuţiilor fiind apreciată pe baza dreptelor de frecvenţă relativă cumulată. Din analiza datelor obţinute rezultă că grupurile statistice au prezentat o distribuţie normală.

În concepţia codului ASME, încercarea de tracţiune la cald nu constituie încercarea de recepţie. Valorile de rezistenţă S_y şi S_u înscrise în codul ASME Secţiunea a III-a reprezintă, în cazul temperaturilor ridicate, mărimi de calcul şi nu mărimi de control pentru recepţie. Ele rezultă din datele specifice acestei mărci de oţel, prezentate de producători şi prelu-

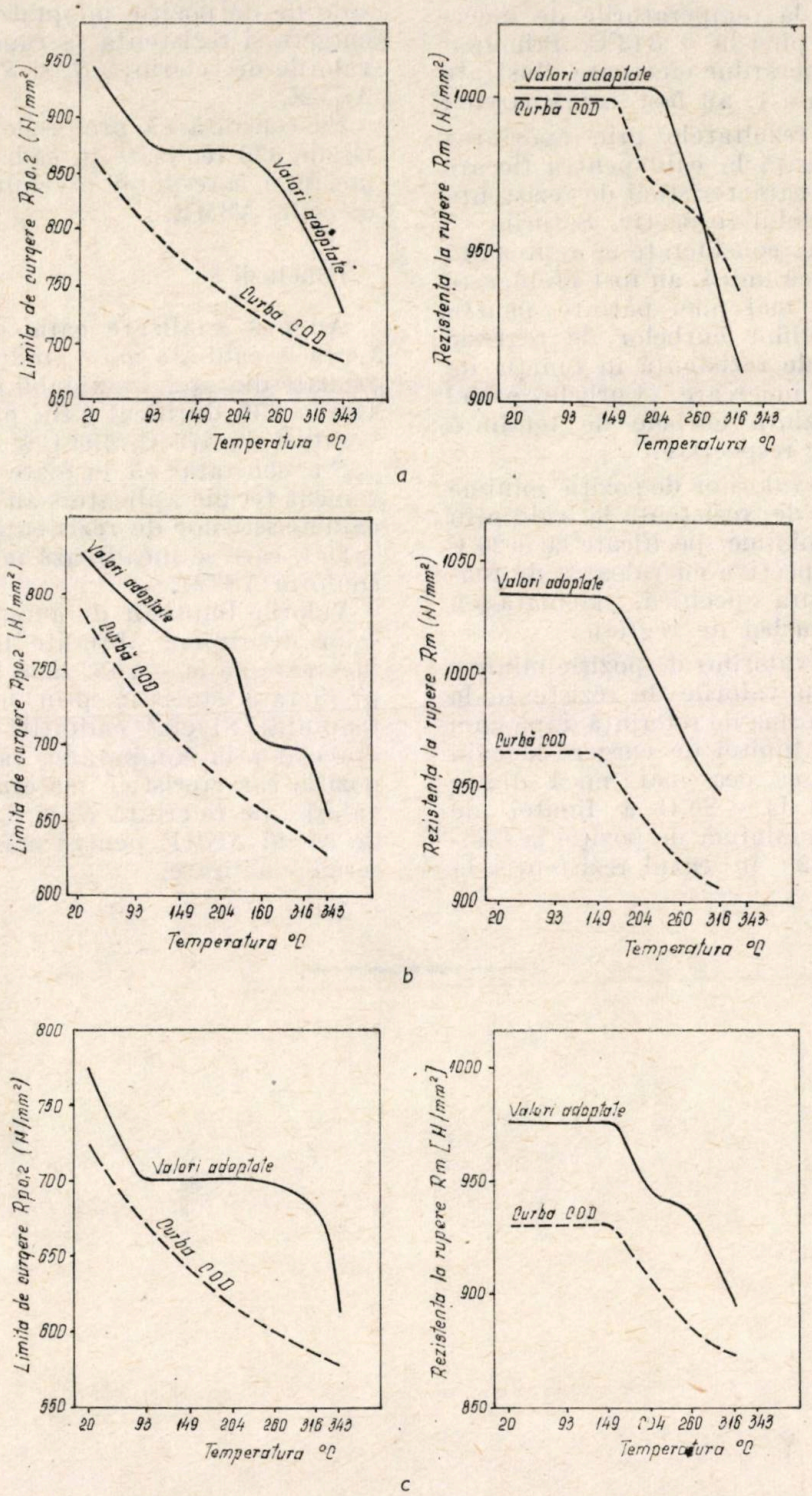


Fig. 2. Curbele de tendinţă ale caracteristicilor de tracţiune la cald pentru produse : *a* — din oţel marca SA 564— Grade 630 în starea IV de tratament termic ; *b* — din oţel marca SA 564 — Grade 630 în starea V de tratament termic ; *c* — din oţel marca SA 564 — Grade 630 în starea VI de tratament termic

crate statistic printr-o metodă promovată de comitetul ASME, numită *conceptul curbei de tendință*.

Ca urmare, pentru verificarea materialelor realizate, s-a procedat la analiza statistică a rezultatelor obținute, considerîndu-se pentru fiecare variantă de tratament termic toate rezultatele obținute la temperaturile de încercare de la + 20°C pînă la + 343°C. Principalele etape ale prelucrărilor efectuate, ilustrate în schema din figura 1, au fost următoarele :

— Normalizarea rezultatelor prin raportarea valorilor de rezistență la cald pentru fiecare produs la valoarea caracteristicii de rezistență la +20°C a produsului respectiv. Seturile de date astfel obținute, considerate că reprezintă o populație statistică unică, au fost prelucrate prin metoda celor mai mici pătrate pentru determinarea ecuațiilor curbelor de regresie a caracteristicilor de rezistență în funcție de temperaturile de încercare. Curbele astfel determinate reprezintă curbele de tendință ale caracteristicilor respective.

— Determinarea valorilor de poziție minime ale carateristicilor de rezistență la cald prin înmulțirea valorii minime specificate la +20°C a caracteristicii respective cu valoarea de tendință la temperatura specifică, calculată cu ajutorul ecuației curbei de regresie.

— Interpretarea valorilor de poziție minime prin compararea cu valorile de rezistență la +20°C înscrise în norma de referință după cum urmează : în cazul limitei de curgere la cald s-a adoptat valoarea cea mai mică dintre minima specificată la +20°C a limitei de curgere și valoarea minimă de poziție la temperatura specificată; în cazul rezistenței la rupere la cald s-a adoptat cea mai mică valoare dintre : valoarea specificată la +20°C a rezistenței de rupere și o valoare cu 10% mai mare decît valoarea minimă de poziție la temperatura specificată.

Rezultatele obținute se prezintă în diagramele din figura 2 *a*, *b*, *c* în care au fost înscrise valorile de poziție adoptate pentru limita de curgere și rezistența la rupere comparativ cu valorile de referință S_y și S_u înscrise în codul ASME.

Se constată că produsele din oțel SA 564 Grade 630 realizate în cadrul programului de încercări corespund nivelului calitativ impus de codul ASME.

Concluzii

Au fost analizate caracteristicile de rezistență la cald ale unor produse forjate sau extrudate din oțel inoxidabil de marca SA 564 Grade 630 durificat prin precipitare la temperaturi de 579°C, 593°C și 621°C.

S-a constatat că în toate variantele de tratament termic aplicate s-au obținut valori ale caracteristicilor de rezistență și plasticitate la +20°C care se încadrează în valorile prescrise conform ASTM.

Valorile limitelor de curgere și ale rezistențelor de rupere obținute la temperaturi de încercare de la +20°C pînă la +343°C au fost prelucrate statistic prin metoda curbei de tendință. Nivelul calitativ al produselor s-a apreciat prin compararea valorilor minime de poziție caracteristice materialului analizat cu valorile de referință S_y și S_u înscrise în codul de calcul ASME pentru stările de tratament termic analizate.

Prof.dr. ing. Maria Petrescu,
dr. ing. Mihaiela Isac, fiz. D. Bojin și
ing. Mariana Călin
Institutul politehnic — București
ing. I. Radu și ing. Gh.. I. Mocan,
I.A.M.N. — București

Sisteme de materiale și procedee de turnare a aliajelor antifricțiune pentru cuzineți

CZ : 621.893 : 621—43

Aliajele antifricțiune sau compozițiile pentru lagăre pe alunecare sînt aliaje utilizate la turnarea cuzineților.

Cu privire la posibilitățile de fabricare a cuzineților se deosebesc : cuzineții monobloc sau turnați dintr-un singur metal; cuzineții bimetalici si cuzineții trimetalici.

Clasificarea se referă la numărul de straturi funcționale, principale, fără a include straturile de finisaj, de legătură sau zonele de difuzie microscopică care se pot forma [1], [2].

Utilizarea mai multor straturi în componența cuzineților crează posibilitatea obținerii unor combinații de proprietăți, care nu pot fi obținute la turnarea dintr-un singur metal.

Sisteme cu un singur metal

În general, toți cuzineții dintr-un singur metal sînt fabricați din aliaje de cupru sau din aliaje de aluminiu (tab. 1).

Alamele și bronzurile au fost folosite pe scară largă în aplicații încă din anul 1800. Interesul pentru folosirea aliajelor de aluminiu a fost stimulat de lipsa de materiale din timpul celui de-al doilea război mondial și acceîn condițiile unui film subțire de lubrifiant este limitată. Prin urmare, capacitatea de încărcare pentru un cuzinet făcut dintr-un singur metal este în general scăzută față de rezistența la oboseală a materialului din care a fost făcut. Cuzineții monobloc sînt preferați datorită procesului tehnologic simplu de obținere, comparativ cu cei bimetalici sau trimetalici.

Cuzineții monobloc din aliaje de cupru. Cuzineții monobloc din aliaje de cupru sînt aproape întotdeauna folosiți în formă turnată. Acest fapt duce la realizarea pereților groși din metal pentru cuzineți (3,20 mm) suficient de rezistenți.

Bronzul comercial și bronzul cu staniu cu un conținut scăzut de plumb (aliajele C 22000 și C 47600) sînt folosite pe scară largă sub formă de benzi pentru cuzineți cu pereți subțiri.

Slaba compatibilitate a acestor aliaje poate fi îmbunătățită prin intercalarea de pastă din rășini grafitice la laminare în așa fel încît suprafața cuzineților să fie realizată din arii

Tabelul 1

Materiale pentru cuzineții monobloc

Clasa	Materialul	Caracteristicile de performanță ale cuzineților : compatibilitate	conformabilitate	capacitatea de încastrare	rezistența la oboseală	rezistența la coroziune	Capacitatea de încărcare, N/mm²
1	Bronz (+ 10 % Zn)	F	E	F	D	B	28
2	Bronz cu Sn și bogat în Pb (16—25 %)	D	D	D	D	E	21
	Bronz cu Sn și conținut mediu de Pb (4—10 %)	E	E	E	C	D	28
	Bronz cu Sn în conținut mic de Pb (1—4 %)	F	F	F	B	B	34
	Bronz cu Sn fără Pb	F	F	F	A	B	34
3	Aliaje de Al cu conținut scăzut de Sn	D	D	D	D	A	28

lerat de introducerea pe scară largă, comercială a aliajelor din aluminiu-staniu pentru cuzineți, în anul 1946. De atunci, economia metalelor a încurajat folosirea aliajelor de aluminiu pentru cuzineți, dar alamele si bronzurile continuă să fie preferate.

Sistemele cu un singur metal nu au proprietăți de suprafață deosebite, iar toleranța lor

adiacente de grafit și bronz. Acești cuzineți sînt folosiți la motoarele automobilelor.

Plumbul în bronzurile cu staniu și plumb este prezent sub formă de plumb liber, dispersat în matrice de cupru-staniu în așa fel încît suprafața cuzinetului să fie constituită din arii intercalate de plumb și bronz.

Acest fapt îmbunătăţeşte compatibilitatea, conformabilitatea şi încastrarea. În general, cea mai bună selecţie din această grupă de materiale pentru o aplicaţie dată va fi compoziţia cu mai mult plumb care poate fi folosită fără riscul unei uzuri excesive, deformări plastice sau oboseală. Bronzurile fără plumb sau cu un conţinut scăzut de plumb se folosesc la cuzineţii poroşi produşi prin metode ale metalurgiei pulberilor. Cuzineţii sinterizaţi sînt impregnaţi cu ulei, ceea ce dă naştere la o rezervă interioară de ulei (lubrifiant). Astfel de cuzineţi sînt larg folosiţi în aplicaţiile care includ încărcături uşoare şi care necesită proprietăţi de autoungere.

Cuzineţii monobloc din aliaje de aluminiu. În general, cuzineţii monobloc din aluminiu sînt făcuţi din aliaje care conţin de la 5,5 pînă la 7% staniu şi în plus mici cantităţi de cupru, nichel, siliciu şi magneziu. Formele iniţiale pentru fabricarea cuzineţilor sînt fie tuburi turnate, fie plăci laminate şi benzi care pot fi confecţionate la presă în forma semicirculară. Ca şi în cazul cuzineţilor din bronz monobloc, şi în acest caz pereţii sînt relativ groşi pentru cuzineţi.

Staniul este prezent în aceste aliaje sub formă de staniu liber dispersat în matricea de aluminiu în aşa fel încît suprafaţa cuzineţilor să fie formată din arii intercalate de aluminiu şi staniu. Proprietăţile de suprafaţă sînt date de staniul liber, fiind asemănătoare cu cele ale bronzului îmbunătăţit de prezenţa plumbului liber.

Pentru aceşti cuzineţi se folosesc diverse metode pentru creşterea rezistenţei, prin tratamente termice şi prelucrare la rece, pentru a preîntîmpina curgerea plastică şi deformarea permanentă sub influenţa temperaturii de lucru şi a sarcinilor.

Sistemele bimetalice

Toate sistemele bimetalice folosesc un suport de cuzinet, rezistent, îmbinat cu un strat relativ subţire de aliaj pentru cuzinet. Oţelul cu un conţinut scăzut de carbon este cel mai frecvent folosit ca material pentru suport de cuzinet, deşi oţelurile aliate, bronzurile şi alamele, precum şi aliajele de aluminiu pot fi folosite la rîndul lor în aceeaşi măsură.

În tabelul 2 sînt prezentate sistemele bimetalice de materiale pentru cuzineţi conform ASTM.

Efectul de creştere a rezistenţei cuzinetului dat de suportul din oţel al cuzinetului (tab. 2)

Tabelul 2

Sisteme de materiale pentru cuzineţii bimetalici

Clasa	Stratul suport	Stratul de suprafaţă	Caracteristicile de performanţă ale cuzineţilor: compatibilitate	conformabilitate	capacitatea de încastrare	rezistenţa la oboseală	rezistenţa la coroziune	Capacitatea de încărcare, N/mm²
1	Oţel	Sn Babbitt 0,25–0,5 mm 0,102 mm	A A	A B	A B	F E	A A	10 15
2	Oţel	Pb Babbitt 0,25–0,5 mm 0,102 mm	A A	A B	A B	F E	B B	10 15
3	Oţel	Aliaje de aluminiu — bogate în Sn — bogate în Pb — sărace în Sn	B B D	C C D	C C D	D D C	A A A	31 41 41
4	Oţel	Aliaje de cupru — cu Pb — bronz bogat în Pb — bronz cu conţinut mediu de Pb	C D E	C D E	C D E	C C B	F E D	38 45 55
5	Bronz cu conţinut mediu de Pb	Sn Babbitt 0,25–0,5 mm	A	A	A	F	B	10
6	Bronz cu conţinut mediu de Pb	Pb Babbitt 0,25 mm–0,5 mm	A	A	A	F	C	10
7	Bronz cu conţinut mediu de Pb	Pb Babbitt 0,25 mm	A	C	B	C	C	48
8	Aliaje de Al cu conţinut scăzut de Sn	Pb Babbitt 0,025 mm	A	C	D	D	C	41

este comparabil cu cel al sistemului de aliaje de aluminiu și cupru și aliaje monobloc (tab. 1).

Cînd se folosesc suporturile din oțel, capacitatea de încărcare pentru aliajul din cupru și aluminiu crește simțitor față de capacitatea de încărcare corespunzătoare cuzineților monobloc, aceasta fără scăderea celorlalte proprietăți.

În mod similar în clasele 1, 2, 5, 6 și 7 materialele pentru suprafețele *suport* rezistente permit folosirea la construcția cuzineților a aliajelor de plumb și staniu care au proprietăți de suprafață foarte bune, dar cu o rezistență atît de scăzută încît pot fi folosite numai sub formă de corpuri dintr-un singur metal și utilizate la sarcini foarte scăzute. Construcția cu straturi foarte subțiri de Pb și Sn pe suport rezistent are un efect de creștere a rezistenței aliajelor de plumb sau staniu (tab. 2, cls. 1 și 2) în care 50% din creșterea capacității de încărcare este realizată chiar prin reducerea grosimii stratului de aliaj pentru cuzineți (Babbitt).

Deși același comportament, de creștere a rezistenței prin subțierea stratului depus pe suportul de oțel, este valabil și pentru aliajele de aluminiu și cupru, totuși grosimile straturilor care căptușesc suportul de oțel, folosite la aceste, aliaje sînt stabilite pe considerente economice și pe considerente privind procesele de fabricație mai mult decît de relațiile de rezistență — grosime. Scăderea proprietăților de suprafață este proporțională cu creșterea rezistenței la oboseală a aliajului de cuzinet (ușor de remarcat pentru clasele 1, 2 comparativ cu clasele 3, 4 din tabelul 2).

Cuzineții bimetalici sînt folosiți sub sarcini de maximum 48 N/mm².

Cuzineții cu suport din bronz (tab. 2, cls. 5 și 6) nu prezintă combinații caracteristice care diferă substanțial de cele ale cuzineților cu suport de oțel. Avantajele practice ale bronzului sînt în primul rînd cele economice (mai ales la serii mici) și ușurința relativă cu care pot fi reparate, prin adăugarea de aliaj Babbitt, sau înlocuite.

Din punctul de vedere al performanțelor, avantajul bronzului față de oțelul folosit ca suport pentru cuzineți este siguranța pe care o oferă bronzul la cedarea catastrofală a cuzineților la oboseală sau uzare intensă. O protecție similară este dată și de aliajele de aluminiu pentru suporturi de cuzineți (cls. 8, tab. 2).

Deși proprietățile de suprafață ale materialelor din bronz, pentru suportul cuzinetului nu sînt impresionante, ele sînt totuși superioare celor ale oțelului, dar aceste proprietăți de *rezervă* ale cuzinetului pot avea o valoarea practică considerabilă pentru aparatura folosită în aplicații deosebite.

Sistemele trimetalice

Toate sistemele trimetalice folosesc un suport din oțel pentru cuzinet, un strat intermediar cu rezistență la oboseală relativ mare și un aliaj de staniu sau de plumb pentru stratul de suprafață.

Tabelul 3

Sisteme de materiale pentru cuzineții trimetalici

Clasa	Stratul suport	Stratul intermediar	Stratul de suprafață	Caracteristicile de performanță :					Capacitatea de încărcare, N//mm²
				compatibilitate	conformabilitate	capacitate de încadrare	rezistență la oboseală	rezistență la coziune	
1	Oțel	Bronz cu conținut mediu de Pb	Sn Babbitt 0,25–0,5 mm	A	A	A	F	B	10
2	„	Bronz bogat în Pb	„	A	A	A	F	B	10
3	„	Cu–Pb	Pb Babbitt	A	B	B	E	C	21
4	„	Cu–Pb	0,75 mm						
5	„	Bronz bogat în Pb	Pb Babbitt	A	C	C	B	C	55
6	„	Bronz cu conținut mediu de Pb	0,025 „	A	C	C	B	C	69
7	„	Aliaj cu conținut scăzut cu Sn	„	A	D	D	A	C	83
			„	A	C	C	B	B	48
8	„	Aliaj cu conținut scăzut de Sn liber	„	A	C	C	B	B	55
			„	A	C	C	B	B	69
9		Aliaj cu conținut scăzut de Sn liber durificabil prin precipitare							
10	„	Aliaj cu conținut ridicat în Sn liber	„	A	C	C	B	B	69
11	„	Ag	„	A	D	D	A	B	83
12	„	Ag–Pb	„	A	D	D	A	B	83

Performanțele sînt definite într-un interval de la A (foarte bune) la F (foarte slabe), rezistența la coroziune se referă la rezistența la coroziune față de acizii grași din uleiurile petroliere, capacitatea de încărcare reprezintă efortul pe unitatea de suprafață preluat de cuzinet sub solicitări ciclice în condiții de lubrifiere normale

Sistemele de uz comercial sînt prezentate în tabelul 3. Cele mai multe din aceste sisteme derivă din sistemele bimetalice prezentate în tabelul 2 (cls. 3 și 4) prin adăugarea unui strat de suprafață.

Rezistența sporită a acestor construcții cu un strat subțire este apreciabilă în acele sisteme care încorporează straturi de suprafață din aliaj de plumb de 0,025 mm.

Rezistența la oboseală și capacitatea de încărcare a acestor sisteme comparativ cu cele ale sistemelor bimetalice (tab. 2) arată faptul că stratul de suprafață subțire din aliaj de plumb nu îmbunătățește numai proprietățile de suprafață, dar și rezistența la oboseală. Creșterea rezistenței la oboseală poate fi atribuită, cel puțin în parte, eliminării rugozităților de suprafață care pot reprezenta amorse pentru ruperea la oboseală.

Sistemele trimetalice care conțin bronz și plumb în straturi intermediare (tab. 3, cls.1 și 2) cu straturi de suprafață relativ subțiri din aliaj de staniu reprezintă o evoluție față de suportul din bronz pentru construcțiile pentru cuzineți în care oțelul a fost înlocuit cu bronzul în cea mai mare parte.

Acest fapt determină efecte economice și creșterea capacității de încărcaare, a rezistenței, prezentînd și așa-numitele *rezerve* de proprietăți menționate anterior ale cuzinetului cu *suport* din bronz.

Clasele 11 și 12 de sisteme trimetalice (tab. 3), care au aliaje de argint și de argint-plumb în straturi intermediare, sînt mai scumpe pentru aplicații comerciale. Cu toate acestea ele dau o combinație neegală privind capacitatea de încărcare și rezistența la coroziune. Acestea continuă să fie folosite limitat la motoarele cu piston radial ale avioanelor.

Sistemele trimetalice cu straturi de suprafață placată și cu straturi intermediare din aliaj de aluminiu sau din cupru sînt cele mai la îndemînă combinații privind prețul, rezistența la uzură și condițiile de lubrifiere și proprietățile de suprafață. Astfel de cuzineți au toleranțe înalte pentru condițiile de lubrifiere și de aceea pot fi folosiți la încărcături mai mari decît cele ale sistemelor bimetalice.

Deși sînt mai costisitoare decît sistemele bimetalice cu suport din oțel, ele pot fi folosite în aplicații la mașini cu încărcături foarte mari și, de asemenea, la motoare mobile sau staționare mai mari.

Procedee de turnare a aliajelor de antifricțiune dintr-un singur metal

Cu excepția bucșelor din bronz poros impregnat cu ulei, toate sistemele dintr-un singur metal (tab. 1) sînt produse comercial prin turnare, cu sau fără prelucrare mecanică intermediară. Plăcile, benzile sau foliile de bronz comercial, de bronzuri cu staniu avînd un conținut scăzut de plumb sau fără plumb și din aliajele de aluminiu-staniu sînt inițial turnate în lingouri, sleburi sau bare, prin metode de turnare statice și continue, similare cu cele folosite pentru alte produse din alamă sau aluminiu.

Datorită unei fragilități la temperaturi înalte ale aliajelor de bronz cu staniu și plumb, aceste aliaje trebuie laminate la rece sau la temperaturi foarte puțin ridicate, cu recoaceri intermediare.

Structurile recristalizate ale aliajelor pentru cuzineți din bronz și aluminiu-staniu diferă substanțial de structurile inițiale turnate, în ceea ce privește tipul fazelor de cupru și aluminiu și al fazelor de plumb liber și staniu liber.

Îmbunătățirea ductilității și a caracteristicilor de deformare care rezultă din aceste transformări structurale are o mare importanță pentru operațiile intermediare de fabricare ale cuzineților. Proprietățile privind performanțele cuzineților nu sînt puternic afectate de aceste schimbări. Atît formele obținute prin turnare cît și cele deformabile din aceste aliaje sînt frecvent folosite în aplicații industriale.

Formele tubulare și cilindrice din aliaje de bronz și aluminiu-staniu sînt produse prin metode de turnare statică, centrifugale și continue și apoi din ele se fabrică cuzineți.

Bronzurile cu un conținut mediu sau mare de plumb sînt folosite numai în stare turnată, datorită ductilității lor scăzute și a unei fragilități foarte ridicate. Tuburile turnate din aliaj de aluminiu-staniu pot suporta limitat deformări plastice la rece ; cu toate acestea, în unele cazuri, deformarea prin compresiune la rece de 4 pînă la 5% este folosită pentru creșterea rezistenței.

Sistemele bimetalice. Pentru producerea de materiale pentru cuzineții bimetalici, atît în formă tubulară cît și în formă de benzi plate, sînt utilizate metode foarte variate. Cu excepția sistemelor de aluminiu (tab. 2, cls. 3 și 8) toate sistemele bimetalice comerciale pot fi, cel puțin în principiu, produse prin metode de turnare. De asemenea și sistemele care încorporează staniul și aliajele Babbitt cu plumb pentru cuzineții intermediari, mai groase de 0,1 mm, se produc în general prin turnare.

Turnarea centrifugală a aliajelor pentru cuzineții tip Babbitt. Formele tubulare scurte din oțel și bronz (forme pentru cuzineți) sînt în mod obișnuit căptușite cu aliaje de staniu sau de plumb obținute prin turnare centrifugală. În aceste procese, o formă din bronz sau oțel prelucrat este mai întîi preîncălzită și apoi îmbrăcată cu staniu topit sau cu aliaj de staniu prin imersie.

Forma turnată se plasează apoi pe un rotor asemănător cu un strung și rotit în jurul axei cu o viteză controlată. Aliajul pentru cuzineți, topit, este admis printr-un capăt și distribuit de jur-împrejur pe peretele interior al formei, datorită forței centrifuge.

Stratul topit de aliaj este apoi răcit şi solidificat cu ajutorul apei stropite pe partea exterioară a formei.

Cînd sînt bine controlate, aceste procese produc straturi de căptuşeală cu granulaţie fină, destul de uniforme ca grosime, care aderă foarte bine la materialul suport de oţel sau de bronz.

Metodele de turnare centrifugale sînt potrivite, în special, la cuzineţii cu diametre mai mari, cu pereţii groşi, care se fabrică în cantităţi mici şi la cuzineţii rotunzi, fără sudură, care nu pot fi fabricaţi din bandă.

Turnarea centrifugală a bronzului. Bronzurile cu plumb şi staniu pot fi aplicate la pereţii interni ai formelor de oţel prin turnare centrifugală. Se folsesc diverse metode de preparare a formei, incluzînd atît săruri topite cît şi încălzirea în atmosferă controlată.

Absenţa totală a oxidării peretelui interior al formei din oţel este totdeauna o condiţie fundamentală pentru priza completă.

Turnarea centrifugală a bronzurilor se poate realiza cu bune rezultate în aliaje care conţin mai mult de 3% staniu şi pînă la 15% plumb. Dacă nu sînt respectate aceste condiţii aliajele de bronz cu staniu şi plumb sînt sensibile la segregaţia Pb şi la obţinerea microstructurii neuniforme. În limitele acestor compoziţii şi în cazul proceselor cu condiţii bine controlate, bine echilibrate mecanic, se pot obţine aliaje de bronz cu microstructuri uniforme (fig. 5).

Turnarea gravitaţională a bronzului. Toate aliajele cupru-plumb şi bronzurile cu plumb care conţin pînă la 35% plumb pot fi turnate cu succes în forme din/sau căptuşite cu oţel prin metode de turnare gravitaţională, în care nu influenţează forţele centrifuge.

În aceste procese este de obicei folosit un miez de turnare pentru a forma un spaţiu inelar în interiorul formei în care este turnat bronzul sau aliajul cupru-plumb topit.

Cîteva procedee sînt mai frecvent utilizate, folosindu-se o varietate de metode de preîncălzire, de materiale pentru miezuri, metode de turnare şi proceduri de răcire. Ca şi în turnarea centrifugală, absenţa oxizilor pe peretele interior al formei este necesară pentru priza dintre straturile de aliaj şi suportul de oţel.

Microstructurile din căptuşeala obţinută prin turnarea gravitaţională în general sînt mai uniforme decît cele obţinute prin metodele de turnare centrifugală. Pentru compoziţiile cu puţin staniu şi/sau cele cu un conţinut mare de plumb, turnarea gravitaţională este preferată datorită absenţei efectelor centrifugale asupra aliajului care se solidifică.

Turnarea continuă a aliajelor de cuzineţi tip Babbitt. Aliajul de staniu cu suport din oţel şi benzile din aliaje de plumb sînt produse în mod obişnuit prin turnare continuă în linii tehnologice specializate în care se realizează separat curăţirea, decaparea şi cositorirea la cald. Turnarea aliajului pentru căptuşire şi operaţiile de răcire se produc în flux continuu la benzile în mişcare pentru cuzineţi cu suport de oţel,. Unele prelucrări mecanice se pot face şi pe linia continuă, în aşa fel încît banda să aibă o grosime controlată, potrivită pentru fabricarea cuzineţilor.

Turnarea continuă în benzi groase a aliajelor de bronz. Cele mai vechi procedee comerciale pentru producerea benzilor de cupru-plumb şi bronz cu plumb pe suport de oţel folosesc turnarea continuă pe bandă de oţel în mişcare.

Preîncălzirea oţelului, turnarea aliajului şi operaţiile de răcire se produc într-o atmosferă reducătoare pentru preîntîmpinarea oxidării. Pot fi folosite şi prelucrări mecanice pe o linie tehnologică separată pentru un control mai sigur al grosimii. Mai pot fi folosite şi operaţii de laminare la rece şi de recoaceri, în special pentru aliajele de bronz cu un conţinut scăzut sau mediu de staniu-plumb, în care structurile recristalizate sînt frecvent preferate pentru proprietăţile lor superioare. Turnarea sub formă de benzi a aliajelor din cupru comportă dificultăţi tehnologice, reclamă control riguros al proceselor tehnologice şi echipamente relativ costisitoare. Acest procedeu se foloseşte nu numai pentru benzile subţiri, dar şi pentru benzile groase destinate suporturilor din oţel cu grosime de peste 15 mm.

Sisteme trimetalice. Materialele trimetalice cu straturi de suprafaţă relativ groase (tab. 3, cls. 1,2 si 3) se folosesc mai ales pentru cuzineţii mari Aceşti cuzineţi se produc în cantitate mică mai ales din forme de oţel căptuşite iniţial, prin turnare, cu aliaje de cupru-plumb sau bronz.

După prelucrarea intermediară, pentru îndepărtarea surplusului de aliaj astfel de forme sînt de obicei recăptuşite cu aliaje pentru cuzinet cu staniu şi plumb, prin turnare centrifugală. Metodele folosite sînt în esenţă la fel cu cele pentru turnarea oţelului sub formă de bare sau pentru cuzineţii monobloc de bronz.

BIBLIOGRAFIE

[1] Metal Handbook Nineth Edition : vol. 3 — Properties and Selection Stainless Steels, Tool Materials and Special Purpose Metals — Materials for Sliding Bearing S.U.A. by the ASM Committee, Metals Park, Ohio 44.037/1980.

[2] Petrescu, M., Isac, M. — *Proprietăţi şi criterii de alegere a aliajelor de antifricţiune pentru cuzineţi.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 4, 1986, p. 174—176.

[3] Metals Handbook 8-th Edition, vol. 5, *Metalography, Structures and Phase Diagrams*, ASM, Metals Park, Ohio, 44.073/1973, p. 432.

[4] Schumann, H. — Metallographie, Leipzig, VEB Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, 1960.

Dr. ing. E. Cohn, ing. Ionescu Cornelia
și ing. Rădoi I.
I.C.S.I.T.P.S.C.M. — București

Considerații asupra dezbaterii miezurilor din piesele turnate din aliaje feroase și bronzuri

CZ. 621.747 ; 669.15—192

După cum se cunoaște, s-au obținut rezultate satisfăcătoare în ceea ce privește îmbunătățirea dezbaterii pieselor turnate din aluminiu, prin încorporarea în compoziția amestecurilor de formare cu silicat de sodiu, rășină furanică, dextrină și ulei de in a celulozei micronizate în proporții reduse și prin utilizarea ca liant de turnătorie a unui produs pe bază de poliacetat de vinil.

Lucrarea prezintă încercările efectuate prin utilizarea acestor produse pentru îmbunătățirea dezbaterii pieselor de fontă, oțel și bronzuri.

În ceea ce privește dezbaterea pieselor de fontă și oțel, este cunoscut faptul că în R. S. România se fabrică la scară industrială liantul *Vicosildez* și adaosul de dezbatere *Deporom CL* și *PE*, produse eficiente, cea mai activă formă fiind utilizarea concomitentă a ambelor produse, obținîndu-se o dezbatere asemănătoare cu aceea prezentată de piesele turnate în miezuri pe bază de rășini furanice [2].

Încercările au fost efectuate prin prepararea amestecurilor la un malaxor de 4 kg.

Toate amestecurile au fost preparate prin utilizarea nisipului de Aghireș, cu următoarele caracteristici :

Sita	1	0,6	0,32	0,2	0,1	0,06	tavă
Granulația, %	0	0,1	15,4	39,8	38,7	4,09	0,30

Componenta levigabilă a fost de 0,8%.

Probele au fost efectuate determinîndu-se rezistența la compresiune, rezistența la forfecare, permeabilitatea, umiditatea, indicele de dezbatere N (după metoda îndepărtării prin lovituri, cu un dorn montat la soneta de laborator, a unui miez cu Ø 50 mm și înălțime de 50 mm în jurul căruia s-a turnat un inel de aliaj lichid cu o lățime de 30 mm și înălțime de 50 mm).

Rezultatele obținute în ceea ce privește proprietățile tehnologice ale amestecurilor de formare în care s-au încorporat proporții de 0,25-1,25% celuloză micronizată vor fi prezentate ulterior.

În figura 1 se prezintă variația indicelui de dezbatere în funcție de proporția de celuloză micronizată din amestec, în cazul aliaje-

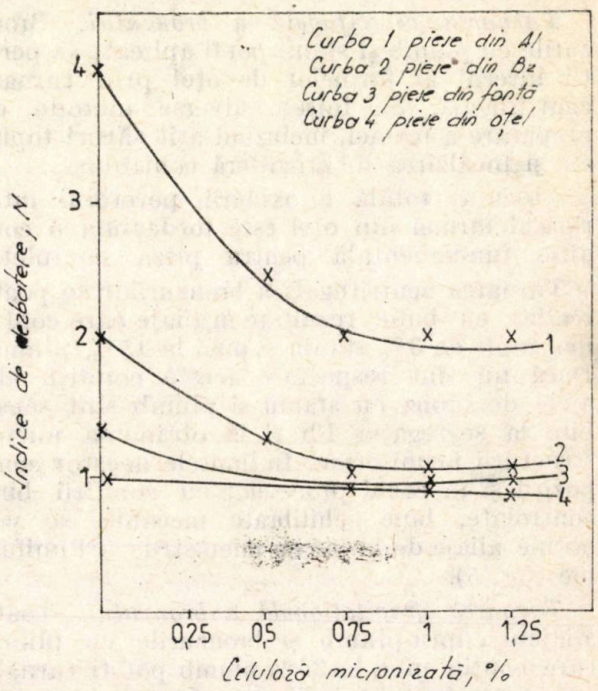


Fig. 1. Influența proporției de celuloză micronizată asupra dezbaterii pieselor turnate în amestecuri pe bază de ulei de in

lor feroase, aluminiu și bronz, care se toarnă în miezuri pe bază de dextrină și ulei de in.

Se constată că, în cazul turnării probelor de oțel (curba 4) și de fontă (curba 3), dezbaterea se efectuează foarte ușor, fără adaosuri, iar dacă se adaugă celuloză, efectul este cu totul neînsemnat.

În cazul probelor de bronz (curba 2), dezbaterea se efectuează ușor, iar adaosul reduce cu 50% dificultățile de dezbatere.

În cazul aluminiului, efectul adaosului de celuloză este maxim, după cum se constată în figura 1, curba 1.

La amestecurile cu rășină furanică, se observă (fig. 2) că piesele turnate din aliaje feroase se dezbat foarte ușor, fără a fi necesară adăugarea unui agent special pentru ușurarea dezbaterii.

Piesele de bronz prezintă o capacitate de dezbatere ceva mai grea (fig. 2) dar care poate

fi îmbunătăţită prin adăugarea unei proporţii de 0,7-0,8% celuloză micronizată (fig. 2, curba 2).

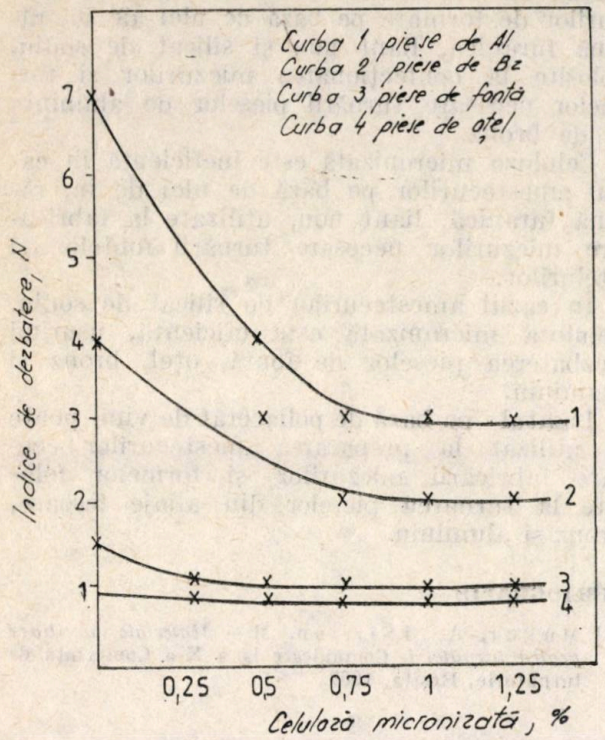


Fig. 2. Influenţa proporţiilor de celuloză micronizată asupra dezbaterii pieselor turnate în amestecuri întărite cu rășină furanică

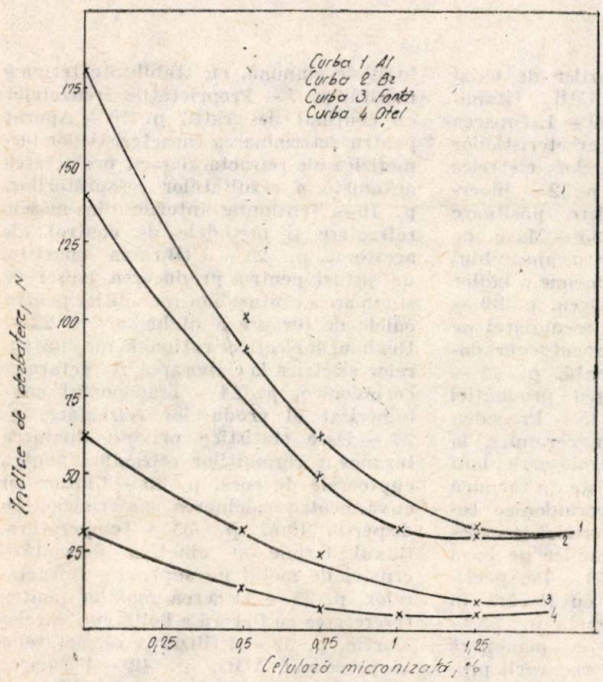


Fig. 3. Influenţa proporţiei de celuloză micronizată asupra indicelui de dezbatere a pieselor turnate în amestecuri cu silicat de sodiu, întărite cu bioxid de carbon

Ca și în cazul amestecurilor pe bază de ulei de in, efectul maxim al adaosului de celuloză micronizată se materializează în cazul turnării pieselor de aluminiu, unde efortul de dezbatere se reduce cu aproximativ 60 % (N coboară de la valoarea 7 la valoarea 3).

Cel mai spectaculos efect al adaosurilor de celuloză micronizată poate fi observat în cazul amestecurilor pe bază de silicat de sodiu (fig. 3).

Se constată că dezbaterea este deosebit de dificilă la piesele din oţel (N = 180) și că efectul celulozei ușurează efortul cu 80% (N devine 35). În cazul pieselor din fontă, dezbaterea dificilă este îmbunătăţită cu adaos iar la piesele din fontă și oţel, turnate în amestecuri cu silicat de sodiu, este necesară adăugarea unei proporţii de 1% celuloză (fig.3).

Celuloza micronizată are efect puternic și în cazul dezbaterii pieselor din bronz (curba 1) și aluminiu (curba 2) după cum se constată în figura 3.

Încercările efectuate cu noul liant preparat pe bază de poliacetat de vinil în labora-

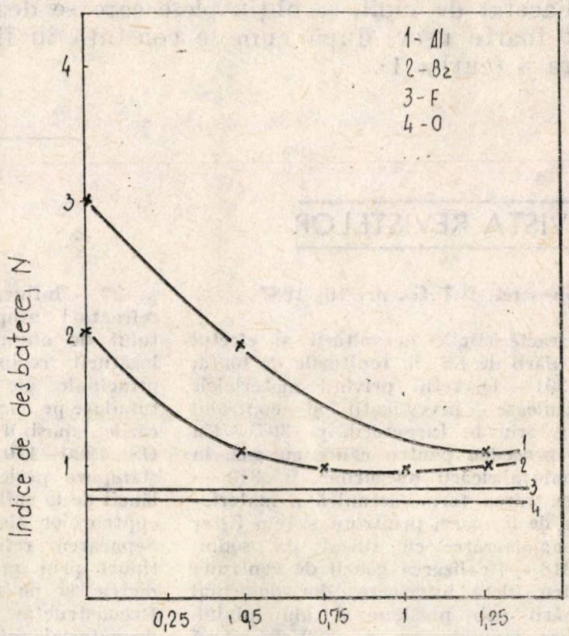


Fig. 4. Influenţa adaosului de celuloză micronizată asupra indicelui de dezbatere..

toarele I.C.S.I.T.P.S.C.M. — București au arătat că acest produs folosit la prepararea amestecurilor de formare, utilizate la fabricarea miezurilor și formelor necesare turnării pieselor din aliaje feroase și neferoase, conferă acestora o capacitate de dezbatere deosebit de ușoară.

Liantul poate fi folosit alături de dextrină, bentonită, argilă sau lignosulfonat de sodiu, pentru a conferi miezurilor o rezistenţă superioară după uscarea la 220°C timp de două ore. Proporţiile necesare de liant nou sînt de

4-4,5% iar rezistențele la crud și uscat, precum și celelalte caracteristici ale amestecurilor de miez sînt corespunzătoare calitativ.

În figura 4 se arată influența proporției de celuloză asupra dezbaterii pieselor din fontă, oțel, bronz și aluminiu, turnate în miezuri și forme, confecționate din amestecuri de formare pe bază de liant complex.

Se constată că dezbaterea este deosebit de ușoară la piesele din fontă și oțel (curba 3 și 4), comparabilă cu dezbaterea realizată în cazul utilizării rășinilor furanice, fenolice sau a dextrinei și a uleiului de in (fig. 1 și 2).

Piesele de bronz turnate în forme și miezuri pe bază de liant nou au o capacitate de dezbatere foarte bună, care mai poate fi îmbunătățită prin adăugarea unei proporții de 0,5% celuloză micronizată (curba 2, fig. 4).

Piesele din aluminiu se dezbat bine în cazul utilizării noului liant la confecționarea formelor și miezurilor folosite la turnare (curba 1, fig. 4).

Dacă se folosește concomitent adaosul de celuloză micronizată și liantul pe bază de poliacetat de vinil, se obțin piese care se dezbat foarte ușor, după cum se constată în figura 4 (curba 1).

Concluzii

Celuloza micronizată adăugată în proporții de 0,5-1% este eficientă în cazul amestecurilor de formare pe bază de ulei de in, rășină furanică, liant nou și silicat de sodiu, folosite la confecționarea miezurilor și formelor necesare turnării pieselor de aluminiu și de bronz.

Celuloza micronizată este ineficientă în cazul amestecurilor pe bază de ulei de in, rășină furanică, liant nou, utilizate la fabricare miezurilor necesare turnării fontelor și oțelurilor.

În cazul amestecurilor cu silicat de sodiu, celuloza micronizată este eficientă, ușurînd dezbaterea pieselor de fontă, oțel, bronz și aluminiu.

Liantul pe bază de poliacetat de vinil poate fi utilizat la prepararea amestecurilor necesare fabricării miezurilor și formelor folosite la turnarea pieselor din aliaje feroase, bronz și aluminiu.

BIBLIOGRAFIE

[1] Mugur, A. și Simion. M — *Materiale auxiliare pentru turnătorii.* Comunicare la a X-a Conferință de turnătorie, Reșița, 1987.

REVISTA REVISTELOR

Giesserei, R.F.G., nr. 10, 1987

Caracteristicile dezvoltării și efectul inoculării de SiC în topiturile de fontă, p. 301 — Decretul privind materialele periculoase — investigații și controlul obligatoriu în turnătorii, p. 307 — Un nou procedeu pentru călire cu gaz, în scopul fabricării miezurilor, p. 310 — Regenerarea termomecanică a materialelor de formare, printr-un sistem Ester de aglomerare cu silicat de sodiu, p. 318 — Realizarea găurii de centruire pentru filete interioare, din domeniul turnării sub presiune a aluminiului. Forare sau alezare, p. 322 — Sinteză bibliografică anuală asupra fontei aliate de turnătorie (urmare 24), p. 324.

Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 4, 1987

Asigurarea cu materie primă a producției de refractare de calitate superioară, p. 3 — Producția de refractare periclazocarbonice și proprietățile lor de exploatare, p. 6 — Suspensii de lianți ceramici cu concentrație mare. Materiale inițiale, proprietăți și clasificare, p. 8 — Cinetica arderii carbonului în produsele periclazice impregnate cu smoală și gudron, p. 20 — Legitățile vibropresării maselor refractare cu lianți fosfatici, p. 22 — Ceramică de înalte rezistență din dioxid tetragonal de zirconiu cu adaos de oxid de aluminiu, p. 27 — Influența adaosurilor de oxizi refractari asupra stabilității titanatului de aluminiu, p. 29 — Estimarea legăturii reciproce a caracteristicilor principale ale încălzitoarelor electrice tubulare pe bază de oxizi, p. 32 — Încercările mașinii de haldere pășitoare OS 1900—110 150, p. 35 — Masă de ștampare periclazică pentru ansamblul lăncii de la suflarea de adîncime a băilor cuptoarelor Martin cu oxigen, p. 39 — Separarea refractarelor secundarei pe tipuri prin procedeele roentgenoradometric și de radiorezonanță, p. 42 — Reconstrucția și reutilarea producției de materiale refractare, p. 45 — Procedeu de formare a produselor ceramice la presa modernizată cu pîrghie articulată SM—1085 A, p. 46 — Rezistența termică a refractarelor badeleitocorindonice topite, p. 49 — Rezistența termică a izolației termice din fibre ceramice pe bază de dioxid de siliciu, p. 53 — Perspectivele aplicării torcretării cu flacără în industria de cupru—nichel, p. 55 — Micșorarea consumurilor de manoperă și de materiale pe seama reducerii producției de produse refractare nestandardizate, p. 58.

Ogneuporî, U.R.S.S., nr. 5, 1987

Influența cenușii zburătoare a combustibilului solid asupra refractarelor cu zirconiu, p. 4 — Ceramică cu conținut înalt de alumină, cu stabilitate termică mărită, p. 7 — Proprietățile creuzetelor cu conținut de grafit, p. 10 — Aparat pentru determinarea caracteristicilor termofizice ale refractarelor cu prelucrarea automată a rezultatelor măsurătorilor, p. 16 — Tensiunile interne din masele refractare și metodele de control ale acestora, p. 20 — Utilizarea cuarțitei de șisturi pentru producerea masei de ștampare a căptușelilor monolitice pentru oalele de turnare a oțelurilor, p. 22 — Regimurile electrice raționale ale cuptoarelor electrice la elaborarea refractarelor corindonice, p. 24 — Transportul conteinerizat al produselor refractare, p. 27 — Date statistice privind dilatarea termică a cărămizilor refractare pentru cuptoarele de cocs, p. 30 — Cuptor cu cuvă pentru calcinarea materialelor cu dispersie fină, p. 33 — Temperatura, fluxul termic și cinetica dezvoltării crustei de metal pe suprafața refractarelor, p. 35 — Alegerea maselor pentru torcretarea cu flacără a bolții cuptoarelor Martin, p. 39 — Utilizarea refractarelor la procedeul AOD, p. 42 — Formarea garnisajului pe suprafața căptușelii mașinilor de calcinare de la combinatele de îmbogățire a minereurilor, p. 46 — Izolarea termică a părții de maselotă la turnarea aluminiului, cu materiale din fibre ceramice, p. 53.

Aspecte ale utilizării bentonitelor organofilizate ca antideponenți la prepararea vopselelor pentru turnătorie

Ing. Ana Pitariu, dr. chim.. G. Tăutu, ing. Aldea Eugenia
I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca
dr. ing. C. Cosneanu și ing. O. Vasilescu
I.C.S.I.T.P.S.C.M. — București

CZ : 667.636.22

Pornind de la necesitatea valorificării superioare a materiilor prime indigene, I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca a abordat problema elaborării tehnologiilor de obținere a agenților stabilizatori de suspensii tip *BENTONE*.

Din această categorie a stabilizatorilor de suspensie fac parte și bentonitele organofilizate, al căror procedeu de obținere se bazează pe reacția de schimb ionic dintre cationii montmorillonitului — constituentul mineralogic principal al bentonitei — și un agent activ de suprafață de tipul sărurilor de alchil-aril-amoniu.

Calitatea gelului structurat, format pe bentonitele organofile în prezența solvenților organici, depinde de natura bentonitei folosite, de timpul reactivului cationic, precum și de parametrii procesului tehnologic.

Cercetările efectuate în acest domeniu s-au finalizat prin omologarea mai multor variante de bentonite organofilizate denumite *SEDISTOP*, care se produc în instalația semiindustrială, proiectată și realizată în cadrul I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca.

Considerații teoretice

Agenții stabilizatori de suspensii pe bază de argile organofilizate sînt produse obținute printr-o reacție de schimb ionic între cationii anorganici ai montmorillonitului și un compus organic care conține ioni de amoniu, în care radicalul hidrofobic are o suprafață moleculară de cel puțin 70 Å^2. Suportul mineral astfel hidrofobizat devine gonflabil în solvenți organici și formează un gel structurat care înglobează particulele dispersate, împiedicînd sedimentarea lor.

Montmorillonitul este un hidrosilicat de aluminiu cu formula generală : $Al_2O_3 . 4SiO_2 . H_2O + nH_2O$, avînd o structură cristalină stratificată, în care fiecare pachet de straturi se compune din două straturi tetraedrice de SiO_4 și un strat intermediar de hidrargilit octaedric. Fiecare pachet de straturi are o grosime de 10 Å și este separat de pachetele învecinate printr-un număr variabil de straturi de apă.

Cationii alcalini (Na^+, K^+) sau alcalino-teroși (Ca^{2+}, Mg^{2+}), prezentați în structura mineralului, influențează direct capacitatea de hidratare a montmorillonitului, cel sodic avînd capacitatea de hidratare maximă. Reacția de schimb ionic cu cationii organici are loc datorită prezenței acestor cationi metalici, astfel încît o bentonită, pentru a fi adecvată reacției de organofilizare, are o capacitate de schimb ionic de 90-130 mval/100 g.

Obținerea bentonitelor organofilizate se bazează pe următoarea reacție [1-5] :

$$Bent - Na^+ + (R_{4-n}NHn)(^+)Cl(^-)$$

$$Bent(-) - (R_{4-n}NHn)^+ + NaCl$$

unde : $n = 1 - 4$; R = radical organic (aril, alchil C12-18) ; Bent (—) macroanionul montmorillonitic.

Prin organofilizare, bentonita, puternic hidrofilă și cu o capacitate ridicată de gonflare în apă, se transformă într-un produs integral hidrofob și foarte ușor gonflabil în solvenți organici. Fenomenul se explică prin faptul că, în urma reacției de hidrofobizare, pe suprafața montmorillonitului se fixează cationul de alchil-aril-amoniu cu partea polară spre suportul mineral, formînd cu acesta puternice legături ionice, iar spre exteriorul complexului format rămîne restul radicalului organic.

În consecință, suprafața montmorillonitului este neutră din punctul de vedere al potențialului electric și acoperită cu o peliculă monomoleculară de catene alchilice, ceea ce conferă complexului proprietăți noi : insolubilitate în apă și gonflabilitate în solvenți organici.

Partea experimentală

Obținerea bentonitelor organofilizate

Suportul mineral ales pentru procesul de organofilizare a fost bentonita de Valea Chioarului care, datorită preponderenței ionilor de Na^+, asigură o capacitate de schimb ionic ridicată și deci un grad de organofilizare avansat.

Reactivii de organofilizare pot fi foarte diferiți : amine primare, secundare, terțiare, diamine, săruri cuaternare de alchil și arilamoniu etc. Tipul reactivului folosit determină proprietățile produsului finit : compatibilitatea cu diverși solvenți organici și componenții sistemelor coloidale organice, capacitatea de gonflare, stabilitatea în timp a efectului antideponent etc. [4], [5], [6].

Produsul SEDISTOP ADB, destinat utilizării ca antideponent în rețete cu componenți polari, s-a obținut folosind ca agent de organofilizare clorura de alchil C12-18 metildibenzil amoniu, denumită convențional CATIOTIM-AMDB.

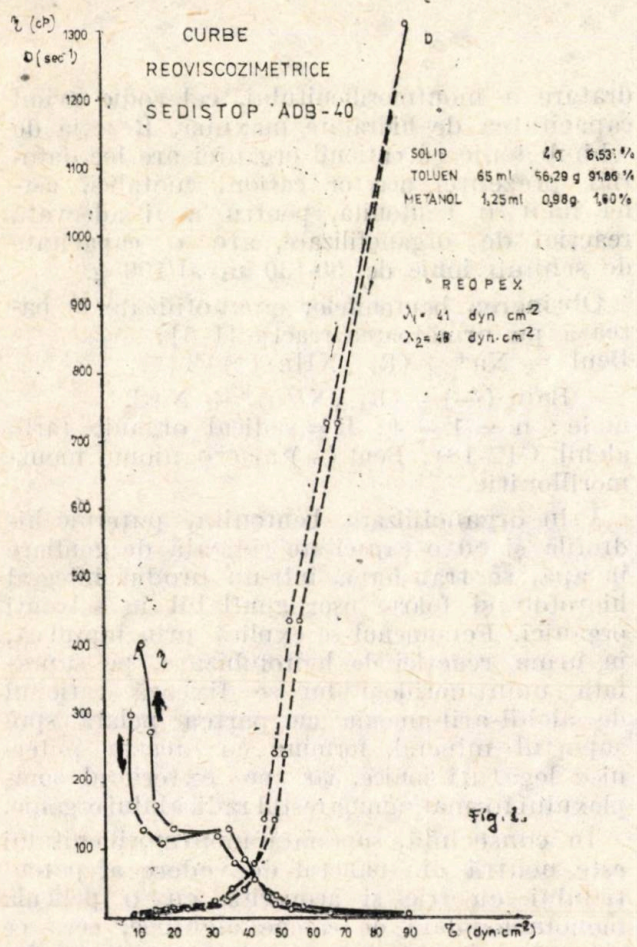


Fig. 1.

Caracterizarea produsului finit

Bentonitele organofile obținute au fost supuse analizelor fizico-chimice prin care s-a stabilit procentul de substanță organică adsorbită și deci gradul de organofilizare al mineralului, precum și compoziția chimică generală.

Pentru a caracteriza mai complet produsele realizate s-au efectuat determinări reovîscozimetrice ale gelurilor formate de bentonita organofilă în solvenți adecvați.

Cu ajutorul viscozimetrului rotativ tip ROTOVISKO—RV se determină variația viscozității sistemelor coloidale în funcție de tensiunea de forfecare aplicată sistemului, punîndu-se în evidență abaterea sitemului de la legea lui Newton aplicată la curgerea fluidelor.

Avînd în vedere că aceste geluri se încadrează în categoria fluidelor nenewtoniene, pot fi caracterizate semnificativ pentru domeniul de utilizare prin curbele de curgere, în care gradientul de viteză, respectiv viscozitatea, se reprezintă în funcție de tensiune tangențială deformatoare [7].

În cazul sistemelor reopexe, după încetarea acțiunii forței deformatoare, acestea își refac structura prin valori mai mari ale viscozității decît cea inițială.

Prezența caracterului reopex, la gelurile de bentonite organofile în solvenți adecvați, este foarte importantă pentru comportarea vopselelor căci în timpul aplicării vopselei viscozitatea gelului se micșorează, favorizînd întinderea, iar după încetarea mișcării, sistemul își reface structura cu atingerea unei viscozități mai ridicate decît cea inițială, împiedicînd curgerea.

Din curbele de curgere prezentate (fig.1,2) se constată că gelurile au o comportare reo-

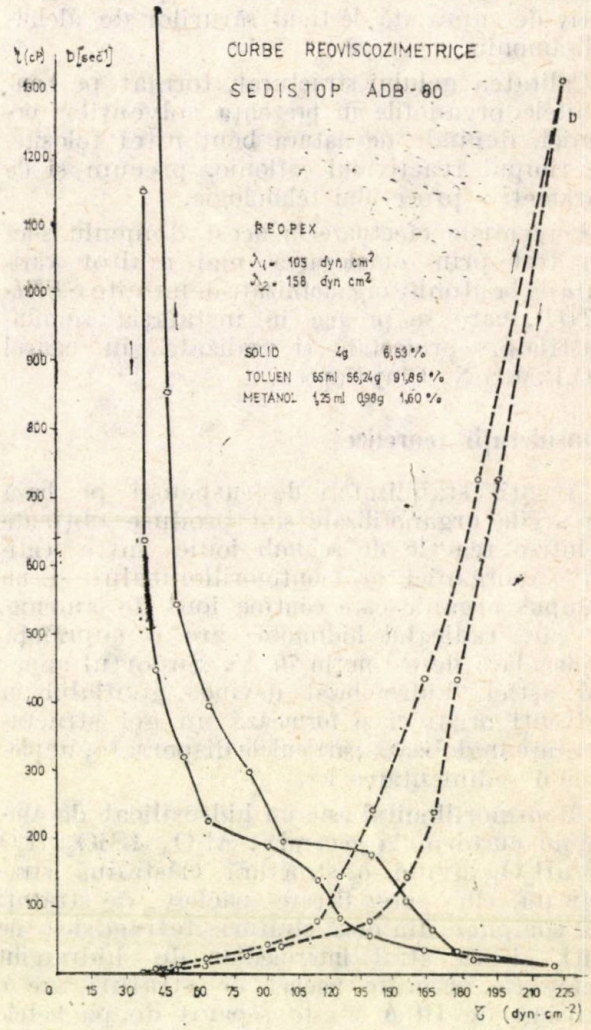


Fig. 2

pexă, observîndu-se că varianta obținută la 80°C prezintă un caracter reopex mai accentuat, deci calități superioare de antideponent

în sistemele disperse de tipul lacurilor şi vopselelor.

Utilizarea antideponentului SEDISTOP-ADB la prepararea vopselelor refractare

Vopseaua refractară acoperă miezurile şi formele de turnătorie destinate a fi în contact cu metalul lichid — fontă sau oţel.

Rolul ei foarte important se prezintă sub dublu aspect:

— împiedică pătrunderea metalului lichid în porii formei sau miezului obţinut de regulă din nisip cuarţos, eliminînd aderenţele nemetalice la suprafaţa piesei turnate;

— împiedică reacţia dintre metalul topit şi nisipul din miez sau formă, eliminînd astfel şi aderenţele chimice la piesa turnată.

Pastele refractare se compun din material refractar, liant, mediu de dispersie, adaos antideponent şi alte adaosuri speciale.

Deficienţa actualelor paste refractare o constituie stabilitatea scăzută a suspensiei, ceea ce duce la depunerea refractarului în ambalaj, urmată de întărire, făcînd imposibilă utilizarea pastei refractare după un timp relativ scurt de depozitare.

Pasta refractară pentru miezuri şi forme de turnătorie cu antideponentul SEDISTOP—ADB înlătură acest dezavantaj.

Componenta refractară a pastei este α—alumina, stabilă termic, deosebit de pură şi cu un înalt grad de fineţe.

În cursul cercetării s-a ajuns la stabilirea unei formule a compoziţiei pastei refractare care a dus la obţinerea de piese fără goluri sau cu porozităţi provocate de gaze. Acest lucru a făcut posibil ca pasta să fie folosită la protejarea miezurilor şi formelor utilizate la turnarea vanelor, robineţilor şi a altor elemente care transportă fluide sub presiune. Excelenta stabilitate în suspensie a componentei refractare provine din formularea unei compoziţii tixotrope a vopselei. Această proprietate a vopselei face ca vopseaua refractară să poată fi aplicată pe pereţii verticali ai formelor fără să se scurgă sau să se aglomereze la îmbinarea muchiilor, ducînd astfel la crearea de gaze în timpul turnării metalului.

Pentru prepararea vopselei refractare se introduc în vasul de amestecare: componenta refractară (α — alumina), novolacul, bachelita, antideponentul SEDISTOP-ADB şi jumătate din cantitatea de alcool isopropolitic necesară prin reţetă. Se ampastează refractarul cu liantul şi alcool isopropilic, iar acest amestec se trece prin moara cu perle pentru a asigura o distribuţie cît mai bună a liantului pe suprafaţa refractarului.

În final se face diluţia pastei cu restul de alcool isopropilic pînă la viscozitatea de 25-30 s timp de scurgere prin cupa Ford Ø = 4 mm.

Rezultate şi concluzii

Ca urmare a cercetărilor efectuate în cadrul I.C.P.M.S.N. Cluj-Napoca în domeniul elaborării unor tehnologii de obţinere a bentonitelor organofile s-au obţinut mai multe sorturi denumite generic SEDISTOP.

Produsul SEDISTOP-ADB a fost cercetat şi omologat, urmînd a înlocui produsele similare din import folosite ca antideponenţi în industria lacurilor şi vopselelor, în cazul reţetelor cu componente preponderent polare: lacuri nitrocelulozice, poliesterice, vinil-epoxidice, vopsele refractare pe bază de grafit pentru turnătorie etc.

Antideponentul realizat a fost utilizat la prepararea pastelor refractare pentru stabilizarea suspensiilor coloidale de alumină în solvenţi organici, vopseaua fiind adusă în stare tixotropă şi utilizată la vopsirea miezurilor şi formelor destinate turnării armăturilor industriale la I.A.I.F.O. — Zalău. Experimentarea industrială a vopselei refractare a fost realizată în colaborare cu I.C.S.I.T.P.S.C.M.—Bucureşti şi a decurs în condiţii foarte bune din punctul de vedere al comportării vopselei refractare preparate cu SEDISTOP-ADB.

BIBLIOGRAFIE

[1] Hanser, E. A. Patent, S.U.A. nr. 2.531.427.
[2] Atee, J. Mc. În: The American Mineralogist, S.U.A., vol. 44, 1959, p. 1230—1236.
[3] Carusso, G. P. Patent, S.U.A., 3.210.274.
[4] Jones, G. K. În: Industrial Minerals, S.U.A., nr. 95 (1975) p. 39—42.
[5] Jordan, J. W. Patent S.U.A., nr. 2.966.506.
[6] Maes, A. ş.a. J. of Colloid and Interface Science, S.U.A., no. 1, 1980, p. 14—20.
[7] Mîndru, I. ş.a. Chimia coloizilor şi suprafeţelor. Ed. Tehnică, Bucureşti, 1976; p. 131—144.

Ing. S. Cocolaş,
Institutul politehnic — Bucureşti
şi dr. ing. E. Cohn
I.C.S.I.T.P.S.C.M. Bucureşti

Instalaţie de realizare a vidului în condiţii de laborator pentru executarea formelor şi a miezurilor vidate

CZ : 621.743 : 669—982

Dintre procedeele de formare—turnare care s-au impus în ultimii 15 ani datorită avantajelor tehnico—economice deosebite la realizarea pieselor turnate, se aminteşte procedeul de formare prin vidare sau prescurtat Procedeul V.

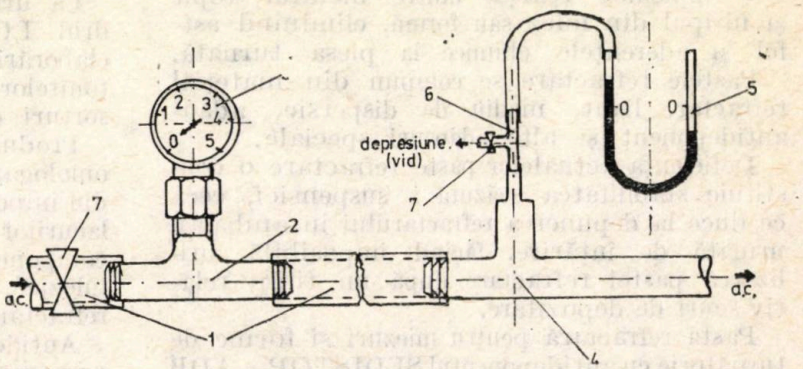


Fig. 1. Instalaţia experimentală de laborator, pentru realizarea vidului : *1* — furtun de legătură ; *2* — element de legătură ; *3* — manometru pentru măsurarea presiunii aerului comprimat ; *4* — trompă de vid ; *5* — manometru în formă de U, cu mercur ; *6* — element de legătură ; *7* — robinet

Acest procedeu de formare utilizează ca amestec nisipul cuarţos, căruia i se conferă rezistenţa necesară prin vidarea incintei în care se află acest nisip.

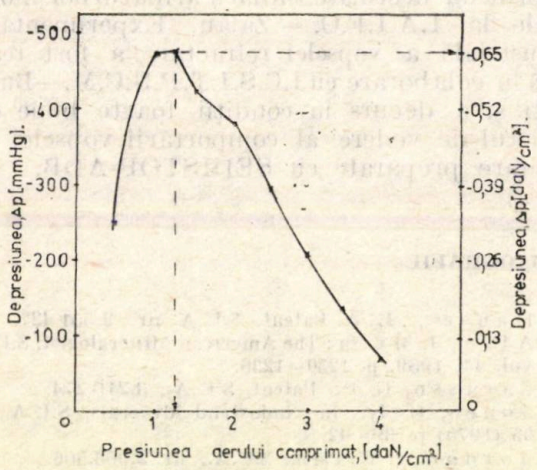


Fig. 2. Dependenţa depresiunii create de către instalaţia de laborator, faţă de presiunea aerului comprimat folosit drept agent pentru realizarea vidului

Instalaţia, prezentată în figura 1, este constituită din următoarele componente :
manometru (3) necesar pentru măsurarea presiunii aerului comprimat, provenit de la sursa de alimentare ; trompă de vid (4), de laborator, care realizează o depresiune prin antrenarea gazelor de către un curent de aer sub presiune ; manometru (5) care indică mărimea depresiunii (vidului) creată cu ajutorul trompei de vid ; robinetul (7) cu ajutorul căruia se poate regla presiunea aerului comprimat introdus în instalaţie ; elemente de legătură (2,6), precum şi furtune de legătură (1).

În timpul experimentărilor efectuate s-a stabilit o dependenţă între depresiunea creată de instalaţie şi presiunea aerului comprimat, folosit ca agent pentru realizarea vidului.

În figura 2 este prezentată această corelaţie care indică o valoare maximă a depresiunii (0,63 daN/cm$_2$) la o valoare mică a agentului care o provoacă (1,25 daN/cm$_2$), cunoscîndu-se faptul că la procedeul de turnare în forme vidate (Procedeul V) este necesară o depresiune de 0,45 — 0,55 daN/cm^2.

Un alt domeniu de utilizare a depresiunii create cu ajutorul acestei instalaţii este acela al impregnării formelor şi miezurilor în vederea obţinerii pieselor turnate. S-a urmărit [1,2] mărirea stratului impregnat pe epruvete din amestec (Ø 50 x 50 mm). Din datele experimentale obţinute s-a constatat că depresiunea creată în epruvetă în timpul operaţiei de impregnare duce la mărirea stratului impregnat cu cca 20%. În final, acest lucru se reflectă în îmbunătăţirea calităţii suprafeţei pieselor turnate.

BIBLIOGRAFIE

[1] Sofroni, L., Cocolaş, S. şi Cohn, E. — *Impregnarea formelor şi miezurilor cu soluţii de polistiren.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 12, 1985.

[2] Sofroni, L., Cocolaş, S., Cohn, E. — *Durificarea superficială a formelor şi miezurilor prin impregnare cu soluţii de silicat de sodiu.* În : Metalurgia, R.S.R., nr. 1, 1986.

Optimizarea procesului de rectificare cu corpuri abrazive

Dr. ing. I. Negrea, I. I. Carbochim, Cluj-Napoca și ing. Cristina Roșca, IMMR „16 Februarie" — Cluj-Napoca

CZ : 621.921

Tendințele de dezvoltare în domeniul rectificării cu corpuri abrazive sînt caracterizate prin căutarea unor mijloace noi pentru mărirea eficienței acestui proces de prelucrare; rectificarea la viteze periferice ridicate ale corpului abraziv; elaborarea unor materiale abrazive superdure; realizarea unor noi componente lichide de răcire și de ungere; impregnarea porilor corpurilor abrazive sau introducerea în structura lor a unor substanțe de adaos active, care înlesnesc procesul de îndepărtare a așchiei; rectificarea la temperaturi foarte scăzute etc.

Dintre toate aceste tendințe de dezvoltare, cea mai mare pondere o prezintă mărirea economicității imediate a procesului de rectificare prin aplicarea unor viteze periferice mari ale corpului abraziv.

Prin rectificare la viteze periferice ridicate (35—80 m/s) s-au putut realiza randamente de așchiere de 4—8 ori mai mari decît la vitezele considerate ca fiind normale (30— 35 m/s),

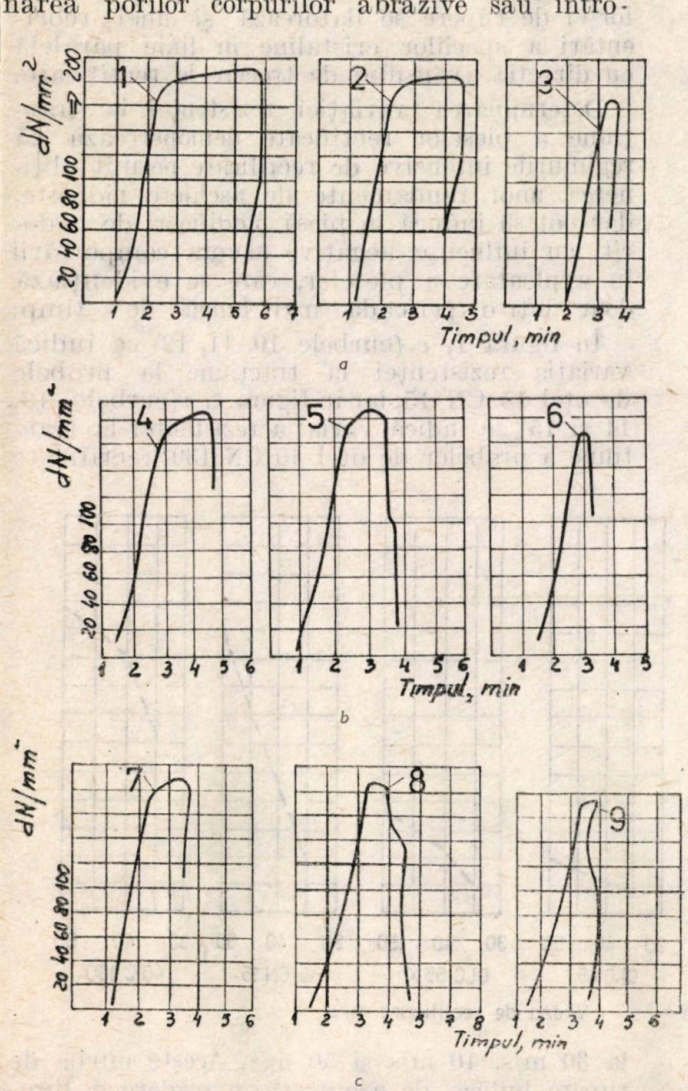


Fig. 1. Variația rezistenței la tracțiune în funcție de timp, pentru diferite viteze periferice ale corpului abraziv:

a — curbele 1—OL 50 la 30 m/s
2—OL 50 la 40 m/s
3—OL 50 la 50 m/s
b — curbele 4—OLC 45 la 30 m/s
5—OLC 45 la 40 m/s
6—OLC 45 la 50 m/s
c — curbele 7—OLC 55 la 30 m/s
8—OLC 55 la 40 m/s
9—OLC 55 la 50 m/s
d — curbele 10—15 CN 15 la 30 m/s
11—15 CN 15 la 40 m/s
12—15 CN 15 la 50 m/s
e — curbele 13—40 C 130 la 30 m/s
14—40 C 130 la 40 m/s
15—40 C 130 la 50 m/s

obținîndu-se concomitent și o finețe superficială ridicată a suprafeței rectificate.

Aparent, rectificarea la viteze periferice ricate prezintă avantaje deosebite, dar evaluarea rezultatului procesului de rectificare nu se poate face în mod corect doar prin măsurarea eficienței imediate, exprimată prin ran-

dament de aşchiere şi fineţe superficială a suprafeţei rectificate. Evaluarea corectă a eficienţei rectificării trebuie să se facă pe baza unor factori sau indicatori care pot caracteriza comportarea în exploatare a pieselor rectificate.

Astfel, s-au ales ca indicatori: variaţia rezistenţei la tracţiune, variaţia microdurităţii stratului rectificat, variaţia rezistenţei la uzură şi, implicit, la oboseală a pieselor rectificate.

Oţelurile studiate au fost astfel alese încît să cuprindă o gamă destul de largă de uz general din industria constructoare de maşini, şi anume: OL 50, OLC 45, OLC 55 X, 15 CN 15, 40 CN 130.

Pentru a urmări variaţia rezistenţei la tracţiune a pieselor confecţionate din aceste oţeluri, rectificate la viteza periferică a corpului abraziv de 30 m/s, 40 m/s şi 50 m/s s-au confecţionat microepruvete la scara 1 : 10 după STAS 200/1975, iar după realizarea rectificării, s-au înregistrat curbele de variaţie a rezistenţei la tracţiune în funcţie de timp, la un aparat de determinat rezistenţa la tracţiune de construcţie I.S.I.M.—Timişoara, la o sarcină de 50 kN.

În figura 1, *a* (curbele 1,2,3) se indică variaţia rezistenţei la tracţiune a probelor de oţel OL 50 rectificate la 30 m/s, 40 m/s şi 50 m/s. Din curba 1 (30 m/s) se observă că limita de curgere este apropiată de valoarea standardizată, în timp ce curba 2 prezintă o scădere la jumătate a limitei de curgere, forţa de rupere rămînînd aproximativ aceeaşi. Din curba 3 reiese că forţa de rupere scade cu circa 10 %, iar ruperea devine fragilă — poli-erul curbei fiind foarte îngust. Practic nu există alungire specifică sau domeniu de curgere.

În figura 1, *b* (curbele 4, 5 şi 6) se indică variaţia rezistenţei la tracţiune a probelor de oţel OLC 45, rectificate la 30 m/s, 40 m/s şi 50 m/s. Din compararea celor 3 curbe se constată că, odată cu intensificarea regimului de rectificare, limita de curgere scade pînă la dispariţie (curba 6) ceea ce influenţează negativ fiabilitatea în exploatare a pieselor rectificate.

Curbele 7, 8, 9 din figura 1, înregistrate la ruperea microepruvetelor din oţel OLC 55X, rectificate la 30 m/s, 40 m/s şi 50 m/s evidenţiază o scădere a limitei de curgere şi a alungirii specifice. Comparativ cu proba de oţel OLC 45, se constată şi o scădere a forţei de rupere.

Restrîngerea domeniului de curgere se datorează microfisurilor şi ecruisării superficiale generate de temperaturile ridicate de rectificare.

Se consideră că scăderea mai pregnantă a forţei de rupere se datorează şi unei reorientări a speciilor cristaline în linie paralelă cu direcţia avansului de trecere la rectificare.

Determinarea variaţiei rezistenţei la tracţiune a pieselor rectificate demonstrează că regimurile intensive de rectificare permit obţinerea unor randamente de aşchiere ridicate, dar pot să inducă în piesă modificări de nedorit, cu influenţe negative asupra comportării în exploatare a pieselor, care se evidenţiază doar într-o perioadă mai lungă de timp.

În figura 1, *c* (curbele 10, 11, 12) se indică variaţia rezistenţei la tracţiune la probele de oţel 15 CN 15, iar în figura 1, *e* (curbele 13, 14 şi 15) se indică variaţia rezistenţei la tracţiune a probelor de oţel 40 CN 130, rectificate la 30 m/s, 40 m/s şi 50 m/s. Aceste curbe de rupere indică, de asemenea, o scădere a limitei de curgere proporţională cu creşterea vitezei de rectificare.

În general, în procesul de producţie, calitatea pieselor rectificate este controlată prin măsurarea durităţii. Duritatea piesei se determină perpendicular pe suprafaţa rectificată.

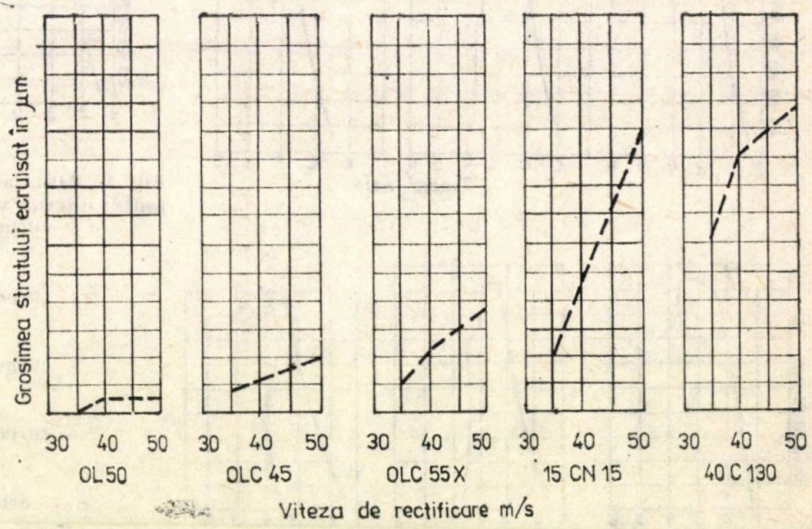
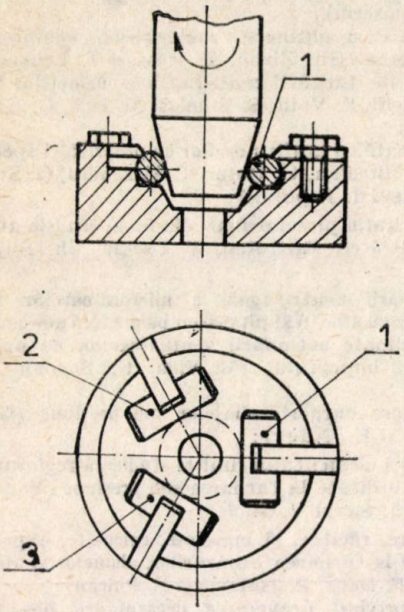


Fig. 2. Variaţia grosimii stratului ecruisat

Penetrarea bilei sau a vîrfului piramidei de măsurare se face la o adîncime mai mare decît grosimea în care au loc modificările structurale în decursul rectificării. Astfel, controlul calitativ obișnuit la care se supun piesele după rectificare, în cazul producției industriale, de serii mari, nu dă nici o indicație cu privire la duritatea stratului rectificat, deoarece duritatea se măsoară în miez.

abraziv, asupra comportării în exploatare a pieselor rectificate. În general, este dificil de urmărit comportarea în exploatare a pieselor rectificate iar ruperile pieselor, cînd au loc, pot fi puse pe seama unor alți factori. Studiul unor parametri calitativi care pot da indicații cu privire la comportarea ulterioară în exploatare a pieselor rectificate (măsurători de microduritate pe stratul rectificat,



←Fig. 3. Schema mașinii de încercat la uzură (1, 2, 3 — epruvete)

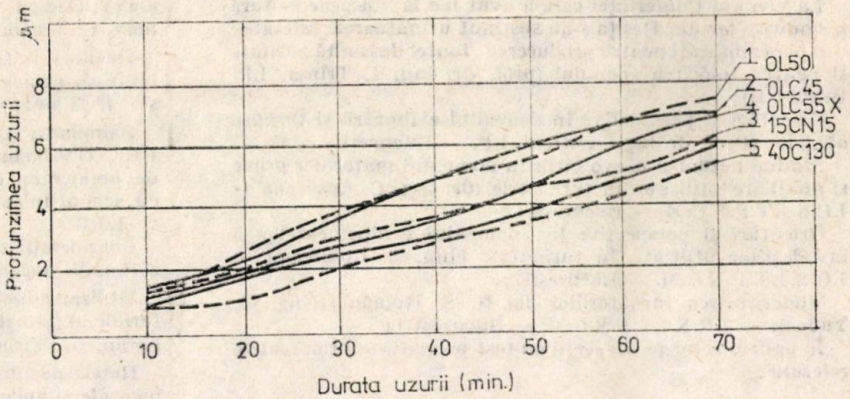


Fig. 4. Variația uzurii în funcție de timp

Pentru aceasta, s-au făcut și măsurători de microduritate prin metoda Vickers și prin măsurători cu micrometrul ocular la microscop. Rezultatele obținute sînt reprezentate grafic în figura 2. Se observă că microduritatea în stratul superficial al pieselor rectificate la viteze periferice ridicate scade pînă la jumătate, în special la oțelurile superior aliate.

Determinarea rezistenței la uzură a pieselor rectificate la diferite viteze periferice s-a făcut la mașina de încercat la uzură, construită la Institutul politehnic Cluj-Napoca, reprezentată schematic în figura 3. Variația grosimii stratului uzat, în funcție de durata uzurii, la probele de rectificare este, indicată în figura 4. Din grafice rezultă că, la toate tipurile de oțeluri, gradul de uzură crește proporțional cu viteza de rectificare.

În concluzie, se poate arăta că niciuna din determinările curente, de calitate, efectuate în procesul de producție nu dă vreo indicație cu privire la influența parametrilor rectificării, cum ar fi viteza periferică a corpului

înregistrarea curbelor de variație a rezistenței la tracțiune sau determinarea rezistenței la uzură) permite o evaluare mai corectă a rezultatelor procesului de rectificare și a eficienței globale a acestui proces de prelucrare prin așchiere a metalelor. De asemenea, determinările efectuate arată că procesele de rectificare intensivă (rectificarea la viteze periferice ridicate) prezintă și o serie de efecte negative, care în unele cazuri pot pune sub semnul întrebării eficacitatea procedeului.

BIBLIOGRAFIE

[1] Backer, W. R., Krabacher, E. J. *New Techniques in Metal Cutting Research.* În: Trans. ASME, S.U.A., oct. 1966.

[2] König, W., Werner, G.: Kinematische Kenngrössen des Schleifprozesses. TH Aachen R.F.G., Nov., 1970.

[3] Hahn, R. S. *Technical Factors in the Operation Grinding.* În: ASTM Paper MR 67—592, S.U.A., 1967.

[4] Gühring, K. *Hochleistungsschleifen.* Dissertation. În: TH Aachen R.F.G., 1967.

[5] Dëcneut, A. Report CRIF, 67 R 8, University of Louvain, 1967.

CRONICĂ

CEA DE-A X-A CONFERINȚĂ DE TURNĂTORIE

În zilele de 28—29 mai 1987 a avut loc la Reșița cea de-a X-a Conferință de turnătorie, la care au participat 542 de specialiști din 60 de centre cu turnătorii (Reșița, București, Brașov, Ploiești, Cîmpina, Pitești, Craiova, Cluj, Iași, Galați, Timișoara, Alba Iulia, Tg.-Mureș, Vlăhița, Bacău etc.).

Conferința de turnătorie a fost organizată de CNIT, Comisia I.C.S.I.T.P.S.C., CIT-județul Caraș-Severin, ICM—Reșița, C.S.—Reșița și Institutul de subingineri Reșița.

La festivitatea de deschidere au luat cuvîntul : tov. ing. M. Drăgulin, director general ICUG, președintele secției de sectoare calde din cadrul CNIT, tov. I. Szasz—prim secretar al Comitetului județean Caraș — Severin al P.C.R., tov. ing V. Uscat, directorul ICM—Reșița, tov. ing. A. Dijmărescu, directorul tehnic al CS—Reșița, tov. conf. dr. ing. S. Anghel, prorectorul Institutului de subingineri Reșița.

La plenara Conferinței care a avut loc la Casa de cultură a sindicatelor din Reșița s-au susținut următoarele referate :

Noi posibilități pentru producerea fontei de înaltă puritate și pentru folosirea șpanului (prof. dr. ing. I. Tripșa, I.P. București) ;

Orientări și perspective în domeniul elaborării și turnării aliajelor (Prof. dr. ing.I. Sofroni, I.P. — București) ;

Stadiul actual și dezvoltările în domeniul materiilor prime și auxiliare utilizate în turnătorie (dr. ing. C. Cosneanu — I.C.S.I.T.P.S.C.M. — București ;

Orientări și perspective în domeniul echipamentelor și instalațiilor utilizate în turnătorie (Ing. S. Chioreanu — I.C.S.I.T.P.S.C.M. — București) ;

Modernizarea turnătoriilor din R. S. România (Ing. M. Tudosie — I.C.S.I.T.P.S.C.M. — București) ;

În cadrul celor patru secții au fost prezentate următoarele referate :

Secția I

Unele aspecte privind elaborarea oțelurilor cu puritate ridicată (Gh. Zirbo, E. Dragoș, E. Nagy, V. Soporan și G. Topan) ;

Studiul solidificării lingourilor de oțel în cazuri particulare de evacuare a căldurii (A. Dijmărescu, A. Urseanu V. Bocean, N. Sîrbu și M. Barboni) ;

Aspecte tehnologice la turnarea unor oțeluri utilizate la fabricarea autoturismelor (A. Dijmărescu, N. Popa, V. Bocean și A. Urseanu) ;

Determinarea gradului de impurificare a oțelului cu ajutorul izotopilor radioactivi (V. Păsărică, A. Dijmărescu, A. Urseanu și D. Bîrcu) ;

Desulfurarea și modificarea fontelor în flux continuu (C. Kapusi, E. Bodnar, C. Morar, I.Ripoșan și M. Chișamera) ;

Utilizarea modificatorilor grafitizanți sub formă de pastile în bazinul formelor de turnare — o soluție eficientă și economică (I. Ripoșan, M. Chișamera, A. Mitrofan, V. Decean și V. Luca) ;

Alierea în formă a fontei cu siliciu (Gh. Coman, V. Cojocaru, S. Oprinca, G. Barbu și I. Carcea) ;

Obținerea fontei cu grafit vermicular fără elemente antinodulizante remanente (M. Chișamera) ;

Fluxuri de modificare pentru bronzurile cu aluminiu (C. Petcu, A. Israilovici, A. Răducanu și M. Iorgovan) ;

Influența inoculării asupra proporției de ferită din fontele cu grafit modular (V. Cojocaru, Gh. Coman și I. Carcea) ;

Studiul morfologiei tridimensionale a grafitului din fonte cu ajutorul microscopului electronic cu baleiaj (Z. Tribori și V. Pițigoi) ;

Considerații privind folosirea cocsului indigen la elaborarea fontei în cubilou (L. Dinescu, I. Mănescu, I, Băcanu, M. Pasnicu, D. Smochină, C. Kreicik și M. Surdulescu) ;

Fonta de înaltă puritate obținută prin procedeul duplex : furnal — convertizor cu oxigen (T. Dumitrescu, A. Ivănescu, P. Niță și C. Cosneanu) ;

Punctul Sirovici, punct critic în variația proprietăților fierului și a aliajelor sale (T. Dumitrescu) ;

Arbori cotiți din fonte bainitice cu grafit nodular pentru solicitări dinamice intense (I. Ripoșan, L. Sofroni, Z.Demeny, C. Kapusi și E. Bodnar),

Secția a II-a

Valorificarea oțelului inoxidabil, anticorosiv și rezistent la coroziune cavitațională, marca T 09 Cu Mo Mn Ni Cr 185 Ti la turnarea rotoarelor pentru turbine FRANCIS destinate exportului (M. Vida, G. Bogdan, A. Dumitrescu, Gh. Anason, R. Kreșmar și I. Chiseriu) ;

Unele aspecte privind obținerea materialelor composite metalice prin turnare (Gh. Zirbo, T. Rusu și T. Lehene) ;

Cîteva aspecte ale turnării centrifugale a cuzineților bi- și trimetalici (F. Delfi, P. Voin, S. Stănică, G. Peia, D. Gerhard, R. Baghiu) ;

Piese mari din fontă cu grafit nodular cu proprietăți speciale (V. Decean, A. Mitrofan, G. Bujor, T. Alexandru, G. Șușman, C. Mihăilescu și I. Ripoșan) ;

Realizări în fabricația pieselor mari din fontă cenușie austenitică, nemagnetică (A. Mitrofan, V. Decean, Gh. Bujor și I. Ripoșan) ;

Asimilarea turnării centrifugale a microrotoarelor tip PELTON din bronz cu staniu și plumb cu palete fără adaosuri de prelucrare, destinate acționării ventilatoarelor de navă cu scopul înlocuirii importului (M. Vida, G. Bogdan și G. Lazăr) ;

Considerații asupra curgerii aliajelor sub presiune (Gh. Zirbo, V. Soporan și E. Nagy) ;

Utilizarea metodei elementului finit la studierea regimului termic al formelor utilizate la turnarea sub presiune (V. Soporan, Gh. Zirbo, G. Sas și V. Micle) ;

Rețele de turnare, răcitori și maselote, calculate, experimentate și aplicate la turnarea bronzurilor, alamelor și aliajelor de aluminiu (F. Delfi, P. Buteică și N. Puican) ;

Unele aspecte privind prevenirea decarburării pieselor turnate din oțel prin MUF (A. Fülöp și F. Istvan) ;

Aliaj cu Sn Zn Pb Ni pentru robineți de înaltă fiabilitate în exploatare (I. Chiculiță, I. Csaba, N. Dumitru și G. Benescu) ;

Realizarea inelelor de etanșare și a labirinților de la lagările de capăt ale generatoarelor grupurilor energetice de 330 MW (C. Giurconiu, V. Crăponoiu și G. Popa) ;

Prealiaje modificatoare pentru fonte (V. Gologan, V. Luca și G. Popovici) ;

Înlocuirea oțelului aliat T 30 Mo C N 14 cu OT 50—3 la turnarea dopurilor elongator-laminor 20 — în scopul reducerii importului de feroaliaje, al creșterii durabilității în exploatare și al reducerii manoperei de prelucrare (Gh. Stoica) ;

Asimilarea prin turnare a sculelor de laminare dop-perforator cu răcire — laminoare STIEFEL — în scopul reducerii consumului de metal și creșterii fiabilității în exploatare (Gh. Stoica) ;

Secția a III-a

Influența schimbului de căldură în timpul curgerii aliajului asupra defectelor de suprafață la piesele mari, turnate din aliaje feroase (C. Bratu, S. Cocolaș și Fl. Ștefănescu) ;

Influența tratamentului fizico-chimic aplicat pe suprafața formelor și miezurilor în vederea îmbunătățirii calității pieselor turnate din fontă (I. Mărginean, S. Cocolaș și E. Cohn) ;

Comportarea în amestecurile de formare crude a noilor tipuri de bentonite BENTOMIX — HB și BENTONIX — HC condiționate cu adaosuri carbonice (N. Katona, G. Tăutu, G. Farkaș, C. Cosneanu și I. Marcuson) ;

Aspecte ale utilizării bentonitelor organofilizate ca antideponenți la prepararea vopselelor pentru turnătorie (A. Pitariu, G. Tăutu, E. Aldea, C. Cosneanu, V. Pîrvu și O. Vasilescu) ;

Argilă de Suncuiuș, măcinată, cu capacitate de liere mai ridicată, pentru prepararea amestecurilor de formare în turnătorii (S. Vronnai, V. Iga, V. Moga și F. Groza);

Aspecte ale utilizării nisipului de șamotă la execuția pieselor turnate din fontă (E. Vizitiu, M. Roșca și T. Sora);

Amestec de formare cu autoîntărire la rece pe bază de rășini alchidice (F. Drăgoi, T. Alexandru și I. Lucaciu);

Cercetări privind utilizarea modelelor gazificabile la obținerea pieselor turnate (I. Mărginean, C. Bratu și Fl. Ștefănescu);

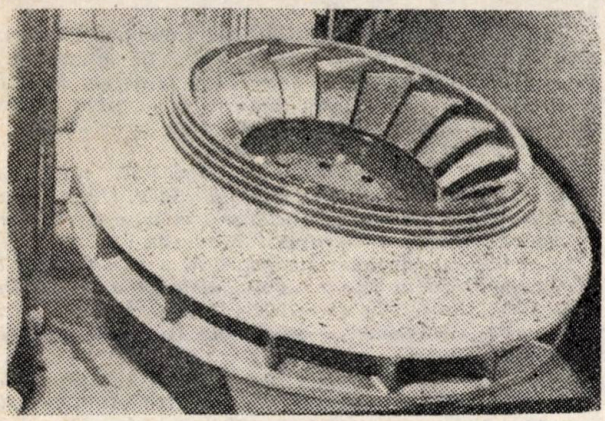


Fig. 1

Vopsea pentru protecția formelor metalice (lingotiere) utilizate la turnarea lingourilor de oțel (V. Pîrvan, C. Cosneanu, A. Costea, M. Alexandru și F. Pascu);

Cercetări privind îmbunătățirea calității suprafeței pieselor turnate din oțel prin utilizarea vopselelor de impregnare termorezistente (S. Cocolaș, C. Bratu și I. Mărginean);

Utilizarea silicatului de potasiu în turnătorie (I. Chiricuță și E. Țigănilă);

Cercetări privind influența prelungirii canalului de distribuție asupra reținerii incluziunilor nemetalice în rețelele de turnare (I. Ciobanu);

Studiul economic comparativ privind utilizarea rețelelor de turnare convergente și divergente (I. Ciobanu);

Îmbunătățirea procedeului de fabricare a miezurilor pe bază de silicat de sodiu (N. Filip, S. Crăciun și E. Cohn);

Produse destinate întreprinderilor constructoare de mașini, fabricate la Întreprinderea Chimică Victoria București (A. Mugur, M. Simion);

Posibilități de reducere a consumului de energie la fabricarea miezurilor în cutii calde (Gh. Albiță, L. Tudor);

Remanierea pieselor turnate prin impregnare cu soluție FIXOMED SAJ — 1 (N. Pîrvu, T. Sora, R. Lința, A. Crucianu și O. Blăjan);

Considerații asupra eficienței adaosurilor carbonice utilizate pentru îmbunătățirea calității suprafețelor pieselor turnate din fontă (I. Scurtu și E. Cohn);

Mase refractare acide pentru ștamparea creuzetelor cuptoarelor electrice cu inducție (N. Inoan);

Secția a IV-a

Studiul și actualitatea mecanizării și automatizării în turnătorii (G. Sas, V. Soporan și V. Micle);

O analiză experimentală a relațiilor de calcul pentru puterea de antrenare a amestecătoarelor (I. Munteanu, M. Geonea și L. Vasii);

Procedeu și instalație de regenerare termomecanică a nisipurilor uzate din turnătorie (O. Belze, C. Lascăr, G. Moraru și C. Cosneanu);

Noi tehnologii aplicate în turnătorii la realizarea formelor și a miezurilor, ca și la turnarea pieselor folosind tehnica vibrării (N. Zaharia, C. Cănui și D. Drăgănescu);

Posibilitatea conducerii procesului de preparare a amestecurilor de formare cu calculatorul (Gh. Zirbo, N. Miu, D. Abrudan și V. Dan);

Tehnologie și utilaj pentru turnarea continuă a barelor din fontă (Gh. Zirbo, V. Soporan, E. Nagy și G. Topan);

Procedeu și instalație de turnare centrifugală a pieselor cilindrice mari (C. Lascăr, O. Belzo, G. Moraru, F. Schonberger și C. Cosneanu);

Caracteristici constructive la proiectarea cochilelor pentru cilindru colibrar Belzo, F. Schonberger, I. Arhip și C. Cosneanu);

Metodă de determinare a pierderilor de presiune în cazul mașinilor de turnat sub presiune cu cameră caldă de presare (V. Zubac, G. Sas, V. Soporan și V. Micle);

Aspecte privind mărirea funcționalității tehnologice a utilajelor de împachetare a crustelor ceramice (V. Ene și A. Vaida);

Procedeu și instalație de realizare a bucșelor bimetalice (bronz pe suport de oțel) prin brazare — centrifugare (I. Andrei și C. Drăgulin);

Recuperator de căldură a gazelor arse de la cuptoarele de elaborat aluminiu (V. Manolache și A. Munteanu);

Soluții constructive privind captarea, desprăfuirea și recuperarea căldurii din gazele evacuate de la cuptoarele electrice cu arc (I. Ignat și G. Moraru);

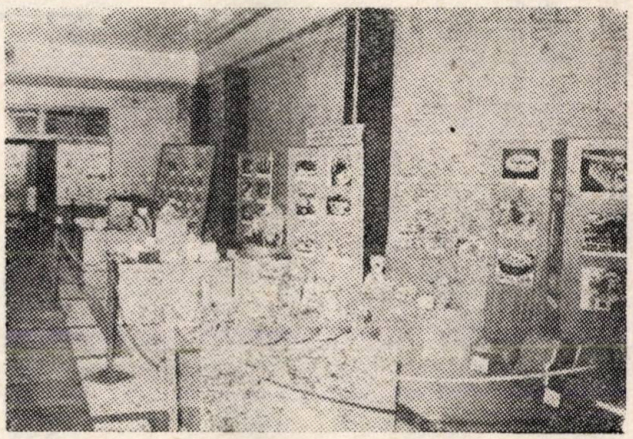


Fig 2

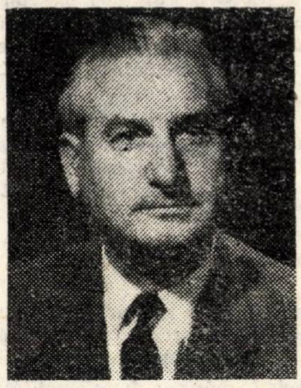
Modernizarea secției de turnătorie prin introducerea turnării în cîmp centrifugal (I. Andrei și S. Neagoe);

Sistem de centrare—ghidare cu fiabilitate ridicată pentru turnătorii automatizate — mecanizate (D. N. Nițescu și L. Tudor);

Progresul tehnic în turnătoriile de aliaje feroase și impactul asupra poluării cu pulberi silicogene (Rodica Tripșa, Silvia Gabor, L. Sofroni și R. Alexandrescu);

Cu ocazia conferinței au fost organizate trei expoziții cu realizări în economie: la Institutul de subingineri din Reșița și la Turnătoria de oțel și fontă de la ICM—Reșița.

DUMITRU STĂNESCU



La 7 iunie 1987 a încetat din viață, în vîrstă de 84 ani, inginerul metalurg **Dumitru Stănescu,** *a cărui activitate profesională de peste 45 ani s-a împletit strîns cu dezvoltarea industriei siderurgice românești.*

***Născut la** 23.XI.1903 la Galați, absolvent șef de promoție — al Facultății de mine și metalurgie de la Politehnica din Timișoara, și-a început activitatea inginerească la VDR-Reșița, în anul 1928.*

În 20 ani de activitate la Reșița, a înființat secția termotehnică, a pus în funcțiune și a condus cocseria, a condus sectorul furnale-aglomerare; în ultimii ani ai acestei perioade a îndeplinit funcții de conducere tehnică în sectoarele siderurgic și minier.

În perioada 1948—1954, ca director tehnic al Centralei siderurgice din Ministerul Metalurgiei și Industriei Chimice și apoi ca delegat în U.R.S.S., a avut o activitate intensă pe direcția îndeplinirii hotărîrilor conducerii de partid și de stat de dezvoltare în ritm accentuat a industriei siderurgice, în primă etapă de dezvoltare a Combinatului siderurgic Hunedoara.

Între anii 1954—1959 a fost directorul tehnic al Combinatului siderurgic-Hunedoara, avînd o contribuție importantă la punerea în exploatare și la organizarea producției în noile secții construite, la realizarea tranziției de la uzina modestă anterioară începerii construcției socialiste, la modernul și eficientul gigant siderurgic de astăzi.

Ca director tehnic în Ministerul industriei metalurgice (1959—1969) și la Combinatul siderurgic Galați (1960—1966) s-a ocupat în special de construcția și dezvoltarea acestei mari și moderne unități a siderurgiei românești.

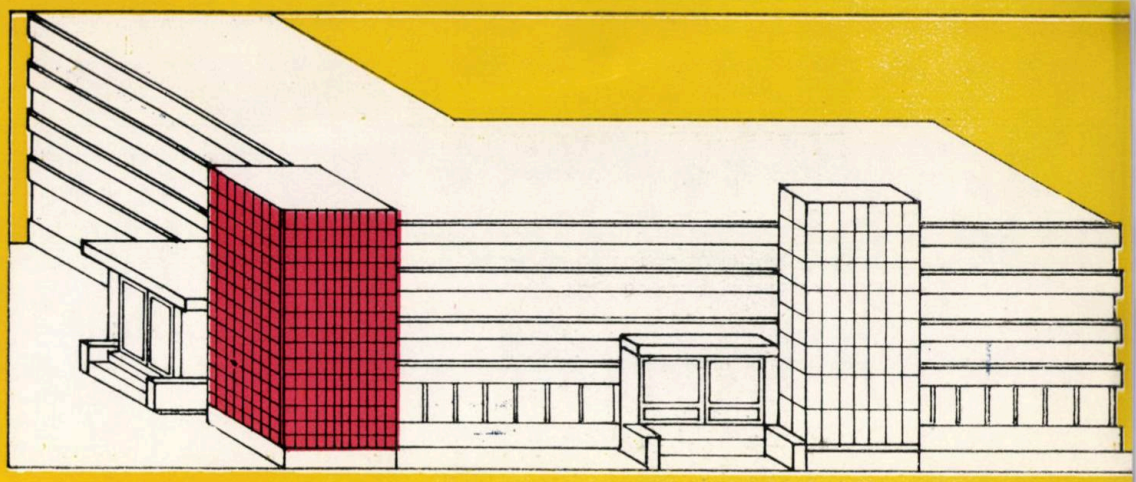
În paralel cu activitatea din industrie, a predat cursul de Metalurgia fontei la Facultatea de metalurgie a Institutului politehnic-București. În anii 1970—1976 a activat în cadrul Centrului de perfecționare a cadrelor din Ministerul industriei metalurgice.

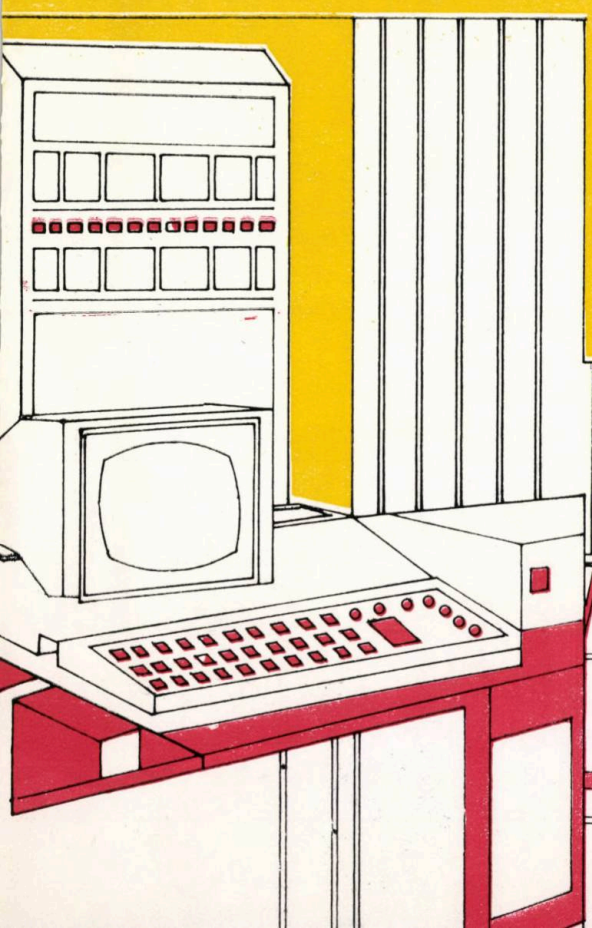
Numeroșii colaboratori din marile centre siderurgice ale țării păstrează imaginea omului energic și competent, disciplinat, devotat și entuziast, care a contribuit la formarea a numeroși specialiști de valoare aflați în prezent în funcții de răspundere ale siderurgiei românești.

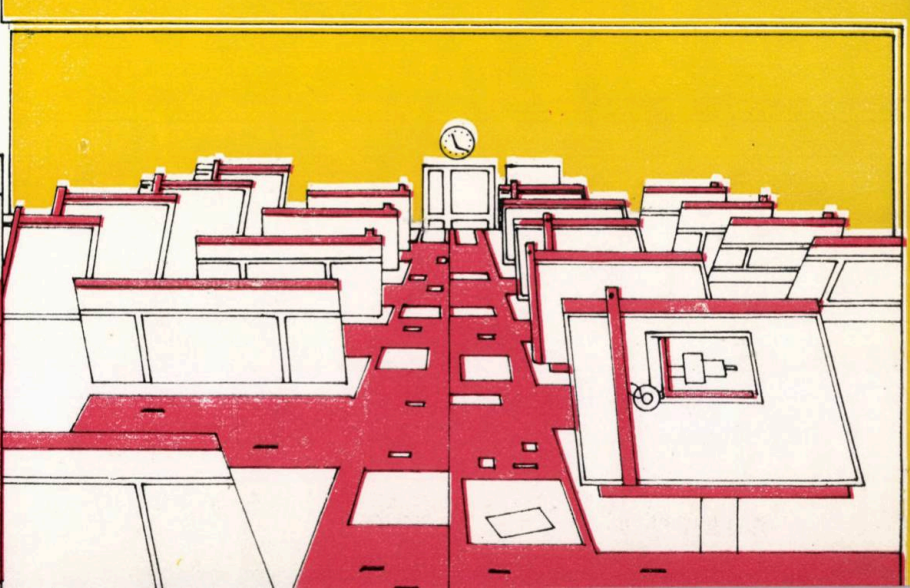
MŰSZAKI INFORMÁCIÓS IRODALOM

MIM

CIPM BUCUREȘTI







E 3280

1983 FEB 24

Referat

METALURGIA

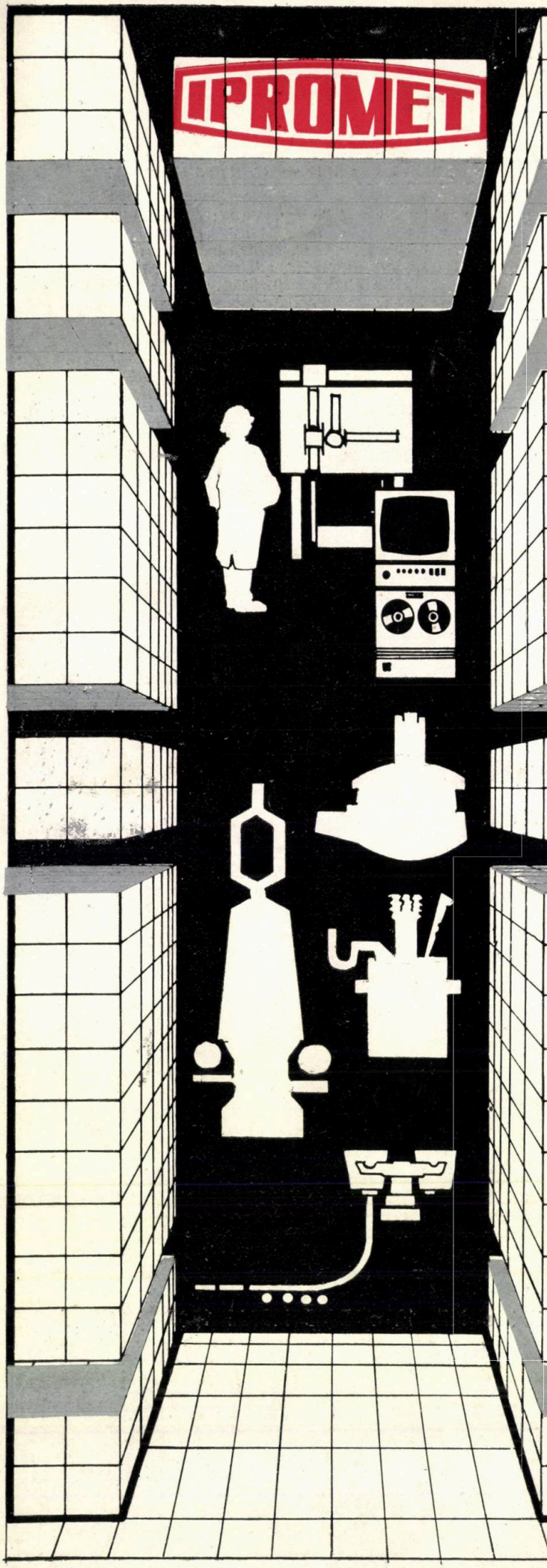
IPROMET

INSTITUTUL
DE INGINERIE TEHNOLOGICA
SI PROIECTARE
PENTRU INDUSTRIA METALURGICA

40 DE ANI DE ACTIVITATE

12

METALURGIA • BUCUREȘTI • ANUL XXXIX • NR. 12 • DECEMBRIE 1987



ROMANIA'S

GENERAL ENGINEERING INSTITUTE

FOR THE IRON AND STEEL INDUSTRY

DELIVERS TECHNICAL INFORMATION AND

ENGINEERING SERVICES SUCH AS :

- Feasibility studies and basic engineering for integrated iron and steelworks
- Civil and structural engineering
- Process and system engineering
- Detail manufacturing drawings
- Technical assistance for erection no-load and on-load tests, commissioning

IPROMET PROVIDES BASIC AND DETAIL

ENGINEERING FOR VARIOUS METALLURGICAL UNITS e.g. :

- Raw materials storage yards with a handling capacity of 15 million ons/year
- 50–500 m^2 sinter plants
- 700–3500 m^3 blast-furnaces
- B.O.F. steel plants with 180-ton converters
- 20-ton, 50-ton, 100-ton E.A.F. steelplants
- Coke-oven plants of 250–850 thousand tons of metallurgical coke/year
- Electrode plants with a capacity of 30–60 thousand tons/year
- Acid, neutral and basic refractory plants with various outputs

Institutul de inginerie tehnologică și proiectare pentru industria metalurgică, ROMANIA 74649 BUCUREȘT

sector 6, Bd Constructorilor, telex 11907,
telefon 17 32 64 – 17 50 59

METALURGIA

Anul 39 Nr. 12 Decembrie 1987

OSZÁGOS MUSZAKI INFORMÁCIÓS KÖZPONT ÉS KÖNYVTÁR 1883

CUPRINS

Niculescu, M. : **40 de ani în slujba dezvoltării industriei metalurgice româneşti** 575

Dinescu, Gh. : **Organizarea raţională a fluxurilor tehnologice în secţiile de producere a cocsului** 578

Mustaţă, C. T., Ivănescu, A., Mazilu, Angela, Stănescu, P. şi *Tătaru, I.* : **Modernizarea procesului de elaborare a oţelului în convertizorul cu oxigen** 583

Moldovanu, I., Mustaţă, C. T. şi *Vasilescu, Gh.* : **Familia cuptoarelor electrice proiectate de IPROMET** . 588

Bucureşteanu, I. şi *Vişinică, C.* : **Secţii de feroaliaje proiectate de IPROMET pentru producţii de masă** . . 592

Braniştе, Gh. şi *Stănescu, P.* : **Valorificarea zgurelor de oţelărie** 595

Şerbotei, S. : **Noi materiale refractare pentru industria metalurgică** 599

Roşca, C. : **Fabricarea granulelor abrazive de carbură de siliciu** 601

Scripcaru, G. : **Contribuţia IPROMET la introducerea calculatoarelor de proces în industrie** 604

Dimitriu, S. P. : **Contribuţii privind tehnologia de forjare a prăjinilor de foraj** 607

Brănescu, P. : **Variaţia nivelului indicatorului „Cheltuieli materiale la 1000 lei producţie marfă" la modernizarea obiectivelor industriale existente** . . . 611

Fanaca, I. : **Realizări în domeniul exportului de instalaţii metalurgice complexe** 613

REVISTA REVISTELOR 594,600,603,616

COLEGIUL DE REDACȚIE

MARIN ENACHE, DAN DULAMĂ, COSTACHE TROTUȘ, NECULAI AGACHI, ȘTEFAN CORNEA, CONSTANTIN DRAGOMIR, ION DRĂGAN, MIRCEA DRĂGULIN, TITI DULĂMIȚĂ, SABIN FAUR, ALEXANDRU FLOREA, SUZANA GĂDEA, CONSTANTIN GIOGU, CONSTANTIN IONESCU, EMIL IONESCU, PETRE MARCU, MIHAI NICA, MIHAI NICULESCU, FLOREA OPREA, IULIU OVESEA, ONOFREI PARASCAN, IGINIO PAVONI, CORNELIU RIZESCU, BUJOR ROȘCA, MARIA SAVU, ION SUCIU, LAURENȚIE SOFRONI, IOSIF TRIPȘA, MARIN TRUȘCULESCU, CONSTANTIN URSULESCU, SILVIA VACU

„Cititorii din străinătate se pot abona adresîndu-se la ILEXIM Departamentul Export-Import Presă, P. O. Box 136—137, telex: 11226, București, str. 30 Decembrie nr. 3"

Președintele colegiului de redacție: prof. dr. ing. L. SOFRONI

Redactor: ELENA PÂRVU
Tehnoredactor: MARIETA RUBȚOV

Revista METALURGIA, organ al Ministerului Industriei Metalurgice și al Consiliului Național al Inginerilor și Tehnicienilor din Republica Socialistă România — Redacția și administrația, București, str. Mendeleev 21—25, Sector 1. Telefon: 59.49.90. Revista este editată de ICEM — O.I.D. Instituțiile pot achita abonamentele în contul nostru de virament nr. 30.15.0.01.01. B.N. — R.S.R. — filiala sector VI — Institutul de cercetări metalurgice. Costul unui abonament: lei 180 anual. Costul unui exemplar: lei 15. Tiparul — Întreprinderea poligrafică „Informația", str. Brezoianu nr. 23—25, București

I.P. „Informația" — c. 1624

CONTENTS

DC : 62 ; 769

Niculescu, M.: **40 years of activity for the development of the Romanian iron and steel industry**

Metalurgia 39 (1987), nr, 12, 575—577

DC : 66.02 :662.741.3

Dinescu, Gh. : **The rational organization of the technological flows in cokemaking sections**

The raw material cost, the coke production which must be obtained for a reduced consumption, as well as avoiding labour fluctuations at coke batteries may be considered when selecting a certain technology and organizing the technological flows for the production of coke.

The paper presents also aspects related to load preparation for coking, coking and drying the coke selection and transport.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 578—582

DC : 669.161.18

Mustață, C. T., Ivănescu, A., Mazilu, A., Stănescu, P. și Tătaru, I. : **Modernization of BOF steelmaking**

The authors present a study of the evolution of BOF steelmaking, highlighting the latest successes on a worldwide scale and in Romania, too. In comparison with the conventional process, the authors present the metallurgical and economic advantages of combined blowing steelmaking process.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 583—587

Moldovanu, I. Mustață, C.T. and Vasilescu, Gh : **Electric furnace family designed by IPROMET**

On the basic of the data obtained in the operation of the furnaces existing in Romania, IPROMET has passed to the designing on the basis of an original IPROMET conception for the manufacturing details for the whole range of 100: 50 and 20 t electric furnaces which are manufactured or are being manufactured in Romania on the basis of IPROMET design.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 588—591

DC : 669.15-198

Bucureșteanu, I. and Vișinică : **C, Ferroalloy sections designed by IPROMET for mass production**

The way of obtaining high quality steels is not possible without using ferroalloys. That is why the ferroalloy production and consumption have been impetuously developed, especially for chemical industry, machine building industry and oil industry, as well as for aeronautic industry.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 592—594

DC : 669.046.58

Braniște, Gh. and Stănescu, P.: **Positive experience related to the upgrading steelwork slag**

The comissioning of the installation of upgrading current steelwork slags at C.S.H., the first of this type in Romania and in the neighbouring conntries, is a major achievement related to the recovery and upgrading of secondary raw materials which represents a first step of the programme of generallizing these instalations in all Romanian iron and steelworks.

The paper presents the results obtained at C.S. Hunedoara Steelworks, making a detailed analysis of steelwork slag structure at C. S. Galați and C. S. Reșița steelworks.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 595—598

DC : 66.76 :669

Șerbolei, S. : **New refractory materials for the iron and steel industry**

Modernizing and increasing the economic efficiency within the iron and steel industry have required the use of high durability refractory materials, obtained from Romanian raw materials. The main trend of the development and extension of refractory sections was directed toward the manufacturing of products used in steelmaking and casting, as well as of elements which give high quality characteristics and a good reliability to the metal which is to be obtained.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 599—600

DC : 621.921 :546.28

Roșca, C.: **The manufacturing of silicon carbide abrasive grains**

The paper presents the design and the manufacturing of modern facilities for the manufacturing of silicon carbide, a raw material used in the abrasive product industry, in the refractory industry and a deoxizing agent in steelworks.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 601—603

DC : 681.32 :338.45

Scripcaru, G. : **The IPROMET contribution to the introduction of computers in industry**

IPROMET has designed and inplemented complex automation systems, based on the microprocessor technique, micro and minicomputers, industrial robots with a view to increasing production rate and improving iron and steel product quality.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 604—606

DC : 622.24.053

Dimitriu, S. P. : **Contributions to the forging technology for drill pipes**

The paper presents the technological line for the precision forging of round heavy drill pipes, by using Sx- 55 radial forging machine.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 607—610

DC : 338.455 :338.45

Brănescu, P. : **The variation of the index ,,material expenses for 1000 lei goods production" for modernizing the existing industrial projects**

In order to improve the present methodology and to modernize the existing industrial projects, the author suggests the modification of the material expense structure by pointing out separately ,,the fixed means amortization" index.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 611—612

DC : 662.9 :669

Fanaca, I. : **Progress in the exportation of complex iron and steel facilities**

The experience acquired by the IPROMET specialists during more than 40 years have passed since the foundation of the Institute, allowed to work out technical and economic documentation which were competitive worldwide. The paper reviews the technologies, facilities, equipments with which IPROMET participated at various discussions aiming at cooperating with well known firms such as: Lurgi — R.F.G., SERSID — Algeria, Mannesmann — R.F.G., firms from Turkey, India, China etc.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 613—615

INHALT

DK : 62 ; 669

Niculescu, M: **40—Jahre Erfahrung im Dienste der rumänischen metallurgischen Industrie**

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 575—577

DK : 66.02 :662.741.3

Dinescu, Gh. : **Ordnungsmässiges Organisieren des Arbeitsganges aus den Koksherstellungsabteilungen**

Grundlegend für die Auswahl der Verfahrenstechnik und des Organisierens des Arbeitsganges sind bei der Koksherstellung : der Rohstoffpreis und die Kokserzeugung, bedingt von einem verminderten Verbrauch und von der Zunahme der Personalfluktuation von den Koksofenbatterien. In der Arbeit werden einige Aspekte, angesichts der Ansetzung der Verkokungschargen, der Verkokung, des Kokslöschens, der Sortierung und der Auslieferung des Kokses angeführt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 578—582

DK : 669.161.18

Mustaţă, C.T., Ivănescu, A., Mazilu, A., Stănescu, P., und Tătaru, I. : **Modernisierung des Stahlher stellungsverfahrens im Sauerstoffblaskonverter**

In der vorliegenden Arbeit wird eine Analyse der Entwicklung des Stahlherstellungsverfahrens im Sauerstoffblaskonverter, mit der Hervorhebung der neuesten weltweit und in Rumänien bekannten Entwicklungen, dargestellt.

Es werden ebenfalls, vergleichsweise zum traditionellen Verfahren, die metallurgischen und wirtschaftlichen Vorteile des Stahlherstellungsverfahrens, im kombinierten blasenden Konverter angeführt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 583—587

DK : 669.041.38

Moldovanu, I., Mustaţă, C.T. und Vasilescu, Gh.: **Die IPROMET-Elektorofenfamilie**

Anhand der Daten der sich in Rumänien in Betrieb befindenden Elektroöfen, hat IPROMET die Planung, aufgrund von eigenentwickelten Konstruktionseinzelheiten, der ganzen Reihe von 100,50 und 20t-Elektroöfen, die entweder bereits hergestellt sind oder sich im Bau befinden, begonnen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 588—591

DK : 669.15-198

Bucureşteanu, I. und Vişinică, C. : **Einige Ferrolegierungsbetriebsabteilungendie von IPROMET entworfen und für die Massenerzeugung vorgesehen sind**

Die Herstellung einiger Stähle mit einer ausgezeichneten Qualität ist ohne den Einsatz von Ferrolegierungen nicht möglich. Aus diesem Grunde wurden die Ferrolegierungserzeugung und der Ferrolegierungsverbrauch hochentwickelt, u.zw. zum Einsatz in der chemischen Industrie, in der Maschinenbauindustrie, in der Erdölindustrie und in der Luftfahrtindustrie.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 592—594

DK : 669.046.58

Branişte, Gh. und Stănescu, P. : **Die positive Erfahrung bei der Verwertung der Stahlwerksschlacken**

Die Inbetriebsetzung einer Anlage für die Verwertung der Stahlwerksschlacken von CSH (Eisenhütten-kombine aus Hunedoara) ; u.zw. der ersten derartigen Anlageat Rumänien und den Nachbarländern, ist eine bedeutende Errungenschaft, was die Rückgewinnung und die Wiederverwertung der sekundären Rohstoffe betrifft ; ein erster Schritt des Generalisierungsplanes, das die Ausstattung aller rumänischen Eisenhüttenkombinate mit derartigen Anlagen vorsieht.

Die Arbeit bestätigt die aus dem Eisenhüttenkombinat Hunedoara erhaltenen Resultate und stellt eine ausführliche Analyse der Struktur der aus dem Galatzer-Eisenhüttenkombinat und aus dem Reşitzaer-Eisenhüttenkombinat herkommenden Stahlwerksschlacken dar.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 595—598

DK : 666.76 :669

Şerbotei, S. : **Neuentwickelte feuerfeste Stoffe die in der metallurgischen Industrie angewandt werden**

Der Modernisierungs — und Verbesserungsprozess des wirt schaftlichen Nutzens der Eisenhütten—und metallurgischen Industrie hat den Einsatz von feuerfesten, aus einheimischen Rohstoffen hergestellten Werkstoffe, die eine grosse Haltbarkeit besitzen, durchgesetzt .

Der grunlegende Entwicklungsziel der Erweiterung der feuerfesten Betriebsabteilungen wurde in erster Linie zwecks der Erhaltung einiger Produkte, die bei der Herstellung und beim Giessen des Stahles eingesetzt können, sowie der Festsetzung der Elemente die zu einer besseren Qualität und einer höheren Festigkeit führen, bestimmt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 599—600

DK : 621.921 :546.28

Roşca, C. : **Herstellung** van **aus Karborund erzeugten Schleifkörner**

In der vorliegenden Arbeit wird auf den Entwurf und der Ausführung eines modernen Betriebs das für die Herstellung des Karborunds-ein Rohstoff das in der Abriebproduktenindustrie, in der Feuerfestindustrie und als Beruhigungsmittel in Stahlwerken vermendet wird hingewiesen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 601—603

DK : 681.32 :338.45

Scripcaru, G. : **IPROMET-Beitrag zur Einführung von Rechenmaschinen in der Industrie**

Das Institut IPROMET hat einige komplexe Automatisierungssysteme, die auf der Mikroprozessortechnik, den Mikro-und Minirechnern und auf dem Industrierobot beruhen, entworfen und in Betrieb gesetzt, zwecks der Verbesserung der Arbeitsleistung und der Qualität der Erzeugnisse die in der Eisenhüttenindustrie eingesetzt werden.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 604—606

DK : 622.24.053

Dimitriu, S. P. : **Beiträge zur Schmiedetechnik der Bohrstangen**

In der Arbeit werden die Fertigungsphasen des Feinschmiedeprozesses der schweren Bohrstangen mit runden Querschnitt, mittels der SX-55 radialen-Schmiedemaschine, dargestellt.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 607—610

DK : 338.455 :338.45

Brănescu, P. : **Schwankungen des prinzipiellen Anzeigerniveaus „Werkstoffkosten für 1000 Lei Warenproduktion", zuecks der Modernisierung der vorhandenen industriellen Objektive**

Für die Verbesserung der gegenwärtigen Methodologie und der Modernisierung der vorhandenen industriellen Objektive wird die Anderung der Struktur der Werkstoffkosten, mit dem Ziel einer ausgesonderten Hervorhebung der „Abdämpfung der Änlagen" empfohlen.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 611—612

DK : 662.9 :669

Fanaca, I. : **Einige Entwicklungen betreffs das Exportieren von komplexen metallurgischen Anlagen**

Anhand der seit 40 Jahren bestehenden Erfahrung der IPROMET-Spezialisten wurde die Ausführung der technisch-wirtschaftlichen Dokumentation, welche weltweit wettbewerbsfähig ist, auserarbeitet. In der vorliegenden Arbeit wird eine Aufzählung der Technologien, Betriebseinrichtungen, Anlagen und Ausrüstungen zusammengestellt, mit denen IPROMET während verschiedenen Besprechungen mit dem Ziel der Zusammenarbeit mit einigen angesehenen Firmen, wie : Lurgi-West-Deutschland, SERSID-Algerien, Mannesmann-West-Deutschland und a ndere aus der Türkei, Indien, China, usw., teilgenommen hat.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 613—615

SOMMAIRE

CD : 62 ; 669

Niculescu, M. : **40 années d'activité pour le développement de l'industrie métallurgique roumaine**

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 575—577

CD : 66.02 :662.741.3

Dinescu, Gh. : **L'organisation rationnelle des flux technologiques dans les sections de production de coke**

Lorsqu'on choisit la technologie et l'organisation des flux technologiques pour la production du coke, il faut tenir compte du coût des matières premières, de la production de coke qui doit etre réalisée dans les conditions d'une consommation diminuée en évitant en même temps les fluctuations de personnel dans les batteries de cokéfaction.

L'article analyse les aspects concernant la préparation des charges de cokéfaction, la cokéfaction, l'extinction, le classement du coke.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 578—582

CD : 669.161.18

Mustață, C., Ivănescu, A., Mazilu, A., Stănescu, P., Tătaru, I. : **Modérnisation du processus d'élaboration de l'acier en convertisseur à oxygène**

L'article analyse l'évolution du processus d'élaboration de l'acier dans le convertisseur à oxygène, tout en soulignant les plus récentes réalisations dans le monde et en Roumanie.

On présente également, par comparaison avec le processus classique, les avantages métallurgiques et économiques du processus d'élaboration de l'acier dans le convertisseur à insufflation combinée.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 583—587

CD : 669.041.38

Moldovanu, I, Mustață, C.T. et Vasilescu, Gh. : **Les fours électriques projectés par IPROMET**

A partir des données obtenues pendant le fonctionnement des fours qui existent dans notre pays, IPROMET a commencé l'activité de projection en conception propre des détails d'exécution pour toute la gamme de fours électriques de 100, 50 et 20 t qui sont réalisés ou sont en cours de réalisation.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 588—591

CD : 669.15-198

Bucureșteanu, I. et Vișinică, C. : **Sections de ferroalliages mis en oeuvre par IPROMET pour la production en masse**

L'élaboration des aciers à indices supérieurs de qualité n'est pas possible sans l'utilisation des ferroalliages ; la production et la consommation de ferroalliages ont enregistré un développement rapide, spécialement dans l'industrie chimique, de la construction de machines, dans l'industrie petrolière, de même que dans l'industrie aéronautique.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 592—594

CD : 669.046.58

Braniște, Gh. et Stănescu, P. : **L'expérience positive concernant la mise en valeur des scories d'acierie**

L'article présente les résultats obtenus au combinat sidérurgique de Hunedoara en faisant une analyse détaillée de la structure des scories d'acierie provenant des combinats sidérurgiques de Galați et Reșița.

La mise en fonction de l'installation de mise en valeur des scories d'acierie de C.S.H.,la première de ce type de notre pays et des pays voisins, représente une réalisation importante en ce qui concerne la récuperation et la mise en valeur supérieure des matières premières secondaires.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 595—598

CD : 666.76 :669

Șerbotei, S. : **Nouveaux matériaux refractaires pour l'industrie métallurgique**

Le processus de modernisation et de croissance de l'efficacité économique dans l'industrie sidérurgique et métallurgique a imposé l'utilisation des matériaux réfractaires à haute durabilité à base de matières premières indigènes.

Le developpement et l'extension des sections de matières refractaires ont eu pour but la mise en oeuvre de produits utilisés à l'élaboration et à la coulée de l'acier, de même que d'éléments qui assurent des caractéristiques de haute qualité et fiabilité au métal obtenu.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 599—600

CD : 621.921 :546.28

Roșca, C. : **La fabrication des granules abrasives de carbure de silicium**

L'article présente l'activité de projection et de réalisation d'une usine moderne pour la fabrication de la carbure de silicium — matière première utilisée dans l'industrie des produits abrasifs, l'industrie des refractaires, de même qu' en tant que désoyxdant dans les acieries.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 601—603

CD : 681.32 :338.45

Scripcaru, G. : **La contribution d'IPROMET à l'introduction des ordinateurs dans l'industrie**

IPROMET réalise l'activité de projection et de mise en fonction des systemès complexes d'automatisation basés sur la technique des microprocesseurs, des micro- et des mini-ordinateurs, des robots industriels pour augmenter la productivité du travail et la qualité des produits sidérurgiques.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 604—606

CD : 622.24.053

Dimitriu, S. P. : **Contributions à la technologie de forgeage des tiges de forage**

L'article présente la ligne technologique pour le forgeage de précision des tiges lourdes de forage à séction ronde, tout en utilisant la machine de forgeage radial SX-55.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 607—610

CD : 338.455 :338.45

Brănescu, P. : **La variation de l'indice. frais matériels à 1000 lei production marchandise pour la modernisation des objectifs industriels existents**

L'auteur propose la modification de la structure des frais matériaux par la mise en évidence de l'amortissement des moyens fixes.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 611—612

CD : 662.9 :669

Fanaca, I. : **Réalisations dans le domaine de l'exportation d'installations métallurgiques complexes**

L'expérience acquise par les spécialistes d'IPROMET pendant plus de 40 années d'existance a permis l'élaboration des documentations techniques et économiques compétitives. L'article présente les technologies, les outillages, les installations et les équipements avec lesquels IPROMET a participé à différentes négociations avec des firmes de renom telles que : Lurgi — R.F.G., Sersid — Algeria, Mannesmann — R.F.G., et avec des firmes de Turquie, Inde, Chine etc.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 613—615

СОДЕРЖАНИЕ

ДК :62 :664

Никулеску, М.: **40 лет в службе развития Румынской чёрной металлургии**

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 575—577

ДК: 66.02: 662.741.3

Динеску, Г.: **Рациональная организация технологических потоков в цехах производства кокса**

В основе выбора технологии и организации технологических потоков для производства кокса необходимо иметь в виду стоимость сырья, изготовление кокса, реализуемое в условиях уменьшения расхода, а также и предотвращения текучести персонала на коксовых батареях.

В работе анализированы аспекты, связанные с подготовкой плавки для коксования, коксованием, тушением, сортировкой и отправлением кокса.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 578—582

ДК: 669.161.18

Мустацэ, К., Ивэнеску, А., Мазилу, А., Стэнеску, П., Тэтару, И.: **Модернизация процесса выплавки стали в кислородном конвертере**

Работа анализирует эволюцию процесса выплавки стали в кислородном конвертере выявляя последние достижения за рубежом и в С. Р. Румынии.

Представлены также сравнительно с классическим процессом металлургические и экономические преимущества процесса выплавки стали в конвертере с комбинированным дутьем.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 583—587

ДК: 669.041.38

Молдовану, И., Мустацэ, К. И Василеску, К.: **Фамилия электропечей, спроектиро ванные ИПРОМЕТ-ом**

На основе полученных данных в эксплуатации печей, существующих в стране ИПРОМЕТ спроектировал детали изготовления всего ряда 100 т, 50 т и 20 т электропечей, выполненные или в изготовлении в стране на основе проектов ИПРОМЕТ-а.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 588—591

ДК: 669.15-198

Букурештеану, И., Вишиникэ, К.: **Ферросплавные цехи, спроектированные ИПРОМЕТ-ом для массовой продукции**

Получение сталей с высокими показателями качества невозможно без использования ферросплавов, в следствии этого производство и расход ферросплавов познали бурное развитие, главным образом для химической и нефятной промышленности, машиностроения, а также и для авиапромышленности.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 592—594

ДК: 669.046.58

Браниште, Г., Стэнеску, П.: **Положительный опыт освоения сталеплавильных шлаков**

Введение в действие установки использования сталеплавильных шлаков Металлургического Комбината Хунедоара, первая в стране, как и в соседних странах, является престижным достижением в рекуперации и использовании вторичного сырья и является первым шагом в программе обобщения этих установок для всех наших металлургических условий.

Работа представляет полученные результаты на М. К. Хунедоара и подробный анализ структуры сталеплавильных шлаков М. К. Галац и М. К. Решица.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 595—598

ДК: 666.76: 669

Шерботей, С.: **Новые огнеупорные материалы для металлургической промышленности**

Процесс модернизации и повышения экономической эффективности в металлургической промышленности требует применение отнеупорных материалов повышенной стойкостью, полученные местным сырьем. Основная ориентировка в развитии и расширении огнеупорных секций была проведена в основном для получения изделий, используемых при выплавке и разливке стали, а также и на элементы, придающие характеристики высокого качества и надежность полученному металлу.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 599—600

ДК: 621.921: 546.28

Рошка, К.: **Производство абразивного карборундовых зерен**

Работа представляет проектирование и реализация современных отделений для производства карбида кремния — сырье, используемое в промышленности абразивных изделий, огнеупорной промышленности и как раскислитель в сталеплавильных цехах.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 601—603

ДК: 681.32: 338.45

Скрипкару, Г.: **Вклад ИПРОМЕТ-а при введении в промышленность вычислительных машин**

ИПРОМЕТ спроектировал и вводит в действие комплексные автоматизированные системы, которые основываются на микропроцессорной технике, микро и мини-ЭВМ, промышленных роботов для повышения производительности труда и качества металлургических изделий.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 604—606

ДК: 622.24.053

Димитриу, С.: **Соображения по технологии ковки бурильных труб**

Работа представляет технологическую линию для прецизионной ковки тяжелых бурильных труб круглого сечения, используя рациональную ковочную машину SX-55.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 607—610

ДК: 338.455: 338.45

Брэнеску, П.: **Вариация уровня показателя „Материальные расходы на 1000 лей товарной продукции" для модернизации существующих промышленных объективов**

Для улучшения актуальной методологии и модернизации существующих промышленных объективов предлогается изменение структуры материальных расходов, в смысле отдельного выявления амортизации стационарных средств.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 611—612

ДК: 662.9: 669

Фанака, И.: **Достижения в области экспорта комплексных металлургических установок**

Накопленный опыт специалистами ИПРОМЕТ-а за 40 лет существования Института привел к разработке технико-экономических документаций, которые удовлетворяют спрос на высоком мировом уровне. Работа перечисляет технологии, установки и оборудование, которыми ИПРОМЕТ участвует в различных дискуссиях в сотрудничестве с фирмами Lurgi — ФРГ, Sersid — Алжир, Mannesmann — ФРГ и фирмы из Турции Индии, КНР.

Metalurgia 39 (1987), nr. 12, p. 613—615

Înființat în urmă cu 40 de ani — fiind astfel primul institut de proiectări industriale din România — Institutul de inginerie tehnologică și de proiectare pentru industria metalurgică — IPROMET — este proiectantul general al marilor combinate și uzine metalurgice, elaboratorul documentațiilor tehnice care au stat la baza modernizării și dezvoltării vechilor centre metalurgice de la Reșița, Oțelul Roșu și Hunedoara, a construirii combinatelor de la Galați, Tîrgoviște, Călărași, Tulcea și Cîmpia Turzii, precum și a dezvoltării industriei de materiale refractare, produse cărbunoase și abrazive. În ultima perioadă s-au realizat importante exporturi de instalații complexe proiectate de acest institut.

Ca urmare a rezultatelor deosebite în întrecerea socialistă, IPROMET a obținut de trei ori consecutiv Ordinul Muncii clasa I, iar recent a fost distins cu înaltul titlu de „Erou al Muncii Socialiste".

METALURGIA 12
ORGAN AL MINISTERULUI INDUSTRIEI METALURGICE ŞI A CONSILIULUI NAŢIONAL AL INGINERILOR ŞI TEHNICIENILOR DIN REPUBLICA SOCIALISTĂ ROMÂNIA 1987

Ing. M. Niculescu
Directorul Institutului de inginerie tehnologică şi de proiectare pentru industria metalurgică

40 de ani în slujba dezvoltării industriei metalurgice româneşti

CZ :62 ;669

Printre realizările de seamă obţinute pe plan economic de poporul român sub conducerea Partidului Comunist Român, se înscriu şi dezvoltarea şi modernizarea în ritm susţinut a industriei metalurgice — expresie a politicii consecvente de industrializare socialistă. În prezent, România ocupă un loc de frunte în rîndul producătorilor de oţel pe plan mondial, datorită volumului absolut al producţiei anuale de peste 16 milioane tone, nivelului ridicat al indicatorului „producţie de oţel pe locuitor" (peste 700 kg).

În anii imediat următori eliberării de sub jugul fascist, producţia industrială din România se situa la un nivel tehnic scăzut, mult sub valorile atinse în anul 1938 — considerat ca an de vîrf al economiei antebelice româneşti — iar urmările războiului accentuau degradarea fizică şi morală a majorităţii instalaţiilor din industrie. Redresarea situaţiei în economie şi, cu prioritate, în industrie punea cu acuitate problema iniţierii unei activităţi noi în România, şi anume proiectarea industrială cu caracter complex.

Bazată aproape în exclusivitate pe importuri de tehnologii şi utilaje din ţările capitaliste puternic dezvoltate, industria grea din România nu dispunea de un sector de concepţie, acest gen de activitate fiind limitat la birourile tehnice din unele uzine, îndeosebi în cele cu profil de construcţii de maşini, avînd ca sarcină principală elaborarea documentaţiei pentru piese de schimb, pentru unele dispozitive auxiliare sau utilaje de complexitate redusă.

În luna mai 1947 a fost înfiinţată „*Intreprinderea Metalurgică de Stat*" (I.M.S), avînd structură de centrală industrială şi cuprinzînd Uzinele de fier din Hunedoara şi Vlăhiţa, precum şi Atelierul de prototipuri din Bucureşti. În cadrul acestei centrale a luat fiinţă după scurt timp (iulie 1947) un birou de proiectare avînd ca atribuţie elaborarea de studii şi alte documentaţii vizînd reconstrucţia şi modernizarea unităţilor siderurgice care aparţineau la acea dată statului ; de asemenea, el avea sarcina de a conlucra strîns cu atelierul de prototipuri pentru conceperea şi realizarea rapidă a unor utilaje şi subansambluri noi sau îmbunătăţite. Biroul de proiectare al Întreprinderii Metalurgice de Stat a grupat o serie de ingineri mecanici şi metalurgi cu experienţă în activitatea industrială, proveniţi din uzine cu tradiţie ca : *Malaxa* şi *SET* din Bucureşti, *IAR* şi *Voina* din Braşov, precum şi tehnicieni formaţi în birouri de proiectare pentru utilaje şi piese de schimb din unităţi cu profil de construcţii de maşini ; au mai fost recrutaţi ingineri şi tehnicieni constructori şi de instalaţii, formaţi în marile antreprize de construcţii din Bucureşti.

Acesta a fost nucleul activităţii de proiectare industrială din R. P. Română, iniţiată la mijlocul anului 1947. Ulterior, acest prim nucleu s-a dezvoltat cu repeziciune potrivit necesităţilor etapei respective. Astfel, a luat fiinţă IPROMET, promotor al proiectării industriale în R. S. România.

În anul 1948, IPROMET a primit sarcina de a proiecta uzine în domeniul siderurgiei şi al metalurgiei prelucrătoare, precum şi fabrici de materiale refractare necesare industriei metalurgice. Prin această specializare a institutului s-au creat noi condiţii pentru îmbunătăţirea nivelului tehnic al soluţiilor, a structurii organizatorice, impunînd un efort deosebit în domeniul documentării tehnice şi al asimilării metodologiei de proiectare pentru linii tehnologice complexe.

Unul dintre primele obiective ale IPROMET a fost sistematizarea şi dezvoltarea Uzinei de la Hunedoara, prin reconstrucţia principalelor agregate şi instalaţii, prin organizarea unei noi producţii industriale, integrate, de cocs, fontă, oţel şi laminate, precum şi a unei noi industrii chimice cuprinzînd recuperarea complexă a subproduselor rezultate din procesul de cocsificare. Pe baza proiectelor elaborate de IPROMET au început să fie puse în funcţiune importante unităţi productive la Hunedoara, Reşiţa, Călan şi Cîmpia Turzii, precum şi în alte centre industriale. Printre primele unităţi proiectate de IPROMET a fost furnalul de 450 m³ de la Hunedoara, pus în funcţiune în anul 1952, dotat cu un înalt grad de mecanizare şi automatizare. În scopul satisfacerii necesităţilor de

materii prime au fost proiectate Fabrica de aglomerare a minereurilor și Uzina cocsochimică, care au intrat în funcțiune în anii 1954—1955. În aceeași perioadă au mai fost puse în funcțiune furnalul de 700 m³ de la Hunedoara și laminorul de platine de la Oțelul Roșu. O realizare deosebit de importantă a IPROMET a fost, în acei ani, proiectarea noilor oțelării de la Hunedoara și Reșița, dotate cu cuptoare cu vatră de mare capacitate și puse în funcțiune în anul 1958. În continuare, activitatea desfășurată de IPROMET a dus la punerea în funcțiune a laminorului bluming și a laminorului 650 la Hunedoara în anii 1958—1959.

Concomitent cu proiectarea lucrărilor de dezvoltare a uzinelor integrate s-au elaborat proiecte și pentru modernizarea și creșterea capacității unui număr de uzine constructoare de mașini: *Tractorul* și *Steagul Roșu*—Brașov, *Uzina de construcții de mașini*—Reșița, *Uzina mecanică* Sinaia, uzinele din Colibași, Arad, Timișoara și Sibiu. În aceeași perioadă s-au elaborat proiecte pentru modernizarea și dezvoltarea fabricilor de materiale refractare necesare siderurgiei, amplasate în localitățile Aleșd, Turda, Brașov, Cristian, Azuga, Pleașa etc.

În anii 1960—1965 au fost puse în funcțiune numeroase unități proiectate de IPROMET, concepute la un înalt nivel de tehnicitate: cele două furnale de 700 m³ de la Reșița, cele trei furnale de 1000 m³ de la Hunedoara, noile fabrici de aglomerare a minereurilor de la Reșița și Hunedoara, cuptoarele Martin de 400 tone de la Hunedoara, turnătoria de lingotiere de la Călan.

În anul 1960 IPROMET a început proiectarea în calitate de proiectant general a Combinatului siderurgic integrat de la Galați, conceput să se dezvolte în etape pînă la o capacitate finală de 10 milioane tone oțel pe an. Proiectarea unui obiectiv siderurgic de o asemenea mărime, la nivelul tehnicii mondiale, a impus soluționarea unor probleme de o deosebită complexitate și tehnicitate.

Congresul al IX-lea al P.C.R. care a inaugurat o nouă eră în istoria R. S. România a adus mutații fundamentale și în domeniul industriei metalurgice. Astfel, anul 1965 a marcat începutul producției la marele Combinat siderurgic — Galați, conceput la un nivel ridicat de fiabilitate și eficiență economică, comparabil cu realizările de vîrf pe plan mondial. La acest combinat au fost realizate uzine cocsochimice dotate cu baterii cu capacitatea de 600 000 și de 1 000 000 tone cocs pe an, fabrici de aglomerare cu mașini cu suprafața de la 180 m² la 500 m², furnale de 1700, 2700 și 3500 m³ volum util, oțelării cu convertizoare cu capacitatea de 180 tone avînd și instalații de turnare continuă a oțelului. Împreună cu proiectarea de detaliu a acestor secții, concepția generală privind organizarea fluxurilor tehnologice în cadrul Combinatului siderurgic — Galați a cuprins și asigurarea legăturilor raționale între sectoare, a deservirii acestora și a furnizării tuturor utilităților.

Un alt complex siderurgic conceput de IPROMET este Combinatul de oțeluri speciale — Tîrgoviște, profilat pe oțeluri speciale produse exclusiv în cuptoare electrice de mare capacitate.

Acestor două mari combinate li se adaugă Combinatul metalurgic — Cîmpia Turzii, care produce un larg sortiment de sîrmă, și Combinatul metalurgic — Tulcea, unitate destinată să asigure aprovizionarea industriei siderurgice cu întreaga gamă de feroaliaje — ferosiliciu, feromangan, ferocrom și ferotitan — materiale achiziționate anterior exclusiv din import.

În domeniul producerii materialelor auxiliare necesare siderurgiei românești trebuie să se amintească realizarea unităților moderne de produse refractare de la Alba Iulia, Turda, Baru Mare, Pleașa, precum și a întreprinderilor de la Slatina și Titu, profilate pe producerea electrozilor și a altor produse grafitice, materiale aprovizionate anterior din import.

O realizare importantă o constituie elaborarea ingineriei tehnologice de ansamblu și de specialitate pentru Combinatul siderurgic — Călărași, unde s-au pus în funcțiune, într-o primă etapă, o oțelărie electrică dotată cu cuptoare de 100 tone, cu mașini de turnare continuă a blumurilor și prima baterie cu o producție de 850 mii tone cocs metalurgic pe an din cadrul uzinei cocsochimice, precum și secțiile energetice și de utilități aferente acestor obiective. Urmează să fie pus în funcțiune ciclul siderurgic integrat, cuprinzînd în principal primirea și pregătirea materiilor prime de masă, aglomerarea minereurilor, elaborarea fontei în furnal cu volumul util de 2700 m³, elaborarea oțelurilor în convertizor de 180 tone și turnarea continuă a blumurilor, producerea oxigenului și a aburului tehnologic — inclusiv pentru termoficarea municipiului Călărași, precum și fabricarea varului metalurgic și a blocurilor dolomitice necesare oțelăriei.

Ca urmare a indicațiilor primite din partea tovarășului Nicolae Ceaușescu, secretarul general al Partidului Comunist Român, cu ocazia numeroaselor vizite de lucru pe platformele siderurgice și a întîlnirilor cu specialiștii din ramură, s-a acționat pentru ridicarea pe o treaptă superioară a activității de inginerie tehnologică din acest domeniu, pentru sporirea contribuției gîndirii românești la creșterea calității producției siderurgice, reducerea consumurilor energetice și de materii prime, mărirea substanțială a eficienței economice.

Astfel, în vederea reducerii consumului de fontă la procesul de elaborare a oțelului în convertizor, au fost întocmite împreună cu ICEM tehnologiile privind insuflarea combinată a

oxigenului la partea superioară și inferioară a convertizorului și pentru introducerea procedeului de postcombustie a oxidului de carbon, urmînd ca aceste tehnologii de vîrf să se aplice la Oțelăria nr. 1 de la C.S. Galați. S-au încheiat documentațiile de execuție necesare modernizării oțelăriilor electrice dotate cu cuptoare de mare capacitate prin adoptarea răcirii cu panouri tubulare, în scopul reducerii consumului specific de energie electrică și de materiale refractare. Această modernizare este în curs de aplicare la Combinatul de oțeluri speciale Tîrgoviște și se va extinde la celelalte cuptoare de 50 și 100 tone existente în uzine. De asemenea, s-au definitivat tehnologia și construcția cuptorului electric cu evacuarea metalului lichid prin vatră, soluție tehnică de vîrf, de înaltă tehnicitate, cu efecte favorabile asupra parametrilor tehnologici. Această soluție se aplică la cuptorul nr. 3 de 100 tone de la Oțelăria nr. 2 C.S. Hunedoara, precum și la noua Oțelărie electrică de la C.O.S. Tîrgoviște.

În întreaga activitate tehnică a institutului pentru rezolvarea problemelor complexe ale siderurgiei românești s-a beneficiat de sprijinul și îndrumarea permanentă a tovarășei academician doctor inginer Elena Ceaușescu, prim viceprim-ministru al guvernului, președinte al Consiliului Național al Științei și Învățămîntului, a cărei prezență la conducerea acestui important for a dat un impuls deosebit activității științifice, de cercetare și inginerie tehnologică, conducînd la inițierea unor programe de inestimabilă valoare pentru dezvoltarea în continuare a economiei naționale, pentru ridicarea nivelului tehnic în cadrul tuturor ramurilor acesteia. Astfel, la I.P.C. — Slatina a intrat în funcțiune instalația de producere a cocsului acicular cu structură orientată, destinat fabricării electrozilor pentru cuptoare electrice cu regim de înaltă putere și care va permite reducerea consumului anual de electrozi cu peste 3 000 tone. La Combinatul siderurgic Hunedoara și la Combinatul siderurgic Galați funcționează cu rezultate bune instalațiile de recuperare a metalului din zgurele de oțelării. Fiecare din aceste instalații asigură recuperarea a circa 45 mii tone metal/an utilizabil direct în oțelării, circa 70 mii tone/an zgură feroasă utilizată în șarja fabricilor de aglomerare, precum și circa 300 mii tone zgură deferizată destinată unor lucrări de construcții și drumuri.

Nivelul de dezvoltare atins de industria metalurgică din R.S. România, tehnicitatea și competența ridicată din domeniul ingineriei tehnologice au permis abordarea cu succes în ultima perioadă a exportului de instalații metalurgice complexe. După fabrica de aglomerare a minereurilor de la Eisenhüttenstadt (R.D. Germană) cu o producție de 3,2 milioane tone aglomerat pe an, pusă în funcțiune cu rezultate foarte bune, s-au realizat importante contracte de export pentru instalații complexe care materializează concepția românească, ingineria tehnologică și documentațiile elaborate de IPROMET. Dintre acestea, se remarcă în primul rînd Combinatul de la Mangalore — India, cu o producție de 3 milioane tone pelete pe an, intrat în funcțiune la sfîrșitul anului 1986. Utilajele și echipamentele livrate la export în concepție proprie au pus în mod pregnant în evidență potențialul și tehnicitatea institutului, marile posibilități ale economiei românești și ale specialiștilor români pentru promovarea exportului.

În Turcia, la Karabük, fabrica de aglomerare proiectată de IPROMET se află în probe tehnologice, iar utilajele livrate din R.S. România funcționează în foarte bune condiții.

Se elaborează întreaga documentație tehnică de execuție pentru Combinatul de peletizare de la Krivoi Rog — U.R.S.S., cu o capacitate de 9,9 milioane tone pelete/an, pentru care IPROMET este și proiectant general intern.

Institutului îi revin în perioada 1988—1990 sarcini de o deosebită complexitate privind modernizarea unor importante sectoare, în special înlocuirea cuptoarelor Martin de la C.S. Hunedoara și C.S. Reșița cu convertizoare cu insuflare de oxigen și cu cuptoare electrice, precum și modernizarea unor agregate tehnologice de bază, în principal furnale de mare capacitate. Pentru îmbunătățirea scoaterii de metal se va extinde procedeul de turnare continuă a oțelului prin construirea unor instalații destinate producerii de blumuri și țagle la C.O.S. Tîrgoviște, C.M. Cîmpia Turzii, C.S. Hunedoara și C.S. Reșița.

Pentru realizarea obiectivelor menționate mai sus, institutul are de elaborat, în perioada 1988—1990, un volum important de documentații tehnico-economice de mare diversitate și de o deosebită complexitate, pentru inginerie tehnologică, utilaje în concepție proprie, instalații și construcții tehnologice, automatizarea și introducerea de calculatoare de proces.

Documentele de o excepțională însemnătate, dezbătute la Congresul al XIII-lea al P.C.R., plenara C.C. al P.C.R. din octombrie 1987, plenara Consiliului Național al Științei și Învățămîntului din noiembrie 1987 și în mod deosebit la Conferința Națională a partidului din această lună, pun în fața ingineriei tehnologice sarcini mobilizatoare, de mare răspundere, a căror realizare va permite ridicarea pe o treaptă superioară a activității economice în R.S. România. Trecînd la îndeplinirea acestor sarcini, specialiștii — întregul colectiv IPROMET acționează exemplar pentru îndeplinirea programelor din industria metalurgică, pentru noi succese în activitate, pe măsura prestigiului dobîndit în cei 40 de ani de la înființare.

Organizarea rațională a fluxurilor tehnologice în secțiile de producere a cocsului

Ing. Gh. Dinescu

CZ : 66.02 :662.741.3

Dezvoltările tehnologice din ultimele două decenii, precum și frămîntările care au avut loc în ultimii ani pe piața mondială a țițeiului, a produselor petroliere, a cocsului și a cărbunilor cocsificabili, ca și a celorlalte materii prime, impun o examinare mai atentă a implicațiilor pe care le aduce această situație în gîndirea capacităților de producție a cocsului.

La baza alegerii tehnologiei și a organizării fluxurilor tehnologice pentru producerea cocsului trebuie să se aibă în vedere următoarele :

— costul materiilor prime, care reprezintă cca 80 % din prețul cocsului metalurgic ; ca urmare, s-a acordat prioritate acelor tehnologii care asigură folosirea unor cantități cît mai mari de cărbune slab cocsificabil, ieftin, în ideea că, în condițiile unui disponibil limitat de cărbune slab cocsificabil, se pot importa cărbuni slab cocsificabili al căror preț este mai accesibil pe piața mondială ;

— producția de cocs care trebuie să se realizeze în condițiile unor consumuri de energie diminuate, știindu-se că numai în procesul de cocsificare se consumă 550—600 kcal/kg șarjă, din care pot fi recuperate prin aplicarea stingerii uscate a cocsului, cca 250 kcal/kg șarjă ;

— faptul că în industria cocsochimică munca brută, desfășurată în jurul bateriilor, duce la fluctuații de personal ; evitarea fluctuațiilor se poate face prin mărirea productivității muncii la bateriile de cocs, sectorul cel mai greu de exploatat, precum și prin reducerea noxelor care se degajă în mediul de lucru.

Pregătirea șarjelor pentru cocsificare

Primirea și depozitarea cărbunilor. Pentru descărcarea cărbunilor care sosesc pe cale ferată la uzinele cocsochimice sînt prevăzute instalații de culbutoare care permit descărcarea vagoanelor de cale ferată, cu un tonaj de la 20 la 60 t (fig.1). Culbutoarele pentru vagoanele de cale ferată de mare productivitate asigură mecanizarea în flux continuu a primirii cărbunilor, cu un debit de 500 t/h.

La descărcarea vagoanelor pe timp de iarnă, cărbunele înghețat este supus unei încălziri în vagoane care sînt trecute prin tuneluri de dezgheț.

Comanda tuturor mecanismelor culbutorului de vagoane se realizează de la pupitrul de comandă amplasat la nivelul solului.

Funcționarea constantă a bateriilor de cocs este asigurată de existența, în cadrul uzinelor cocsochimice, a unor depozite de cărbune care să asigure o rezervă pentru 7 — 10 zile la cărbunii românești și circa 30 zile la cărbunii din import.

IPROMET a conceput două tipuri de depozite : *deschis* cu mașini de introducere și scoatere și *închis* tip siloz.

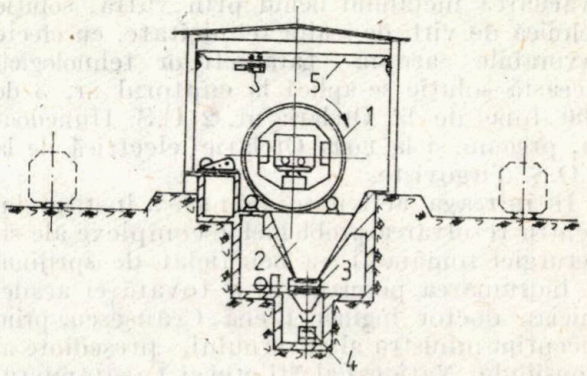


Fig. 1. Instalația de descărcare prin culbutor : *1* — culbutor rotativ pentru descărcarea vagoanelor ; *2* — buncăr de primire ; *3* — alimentator cu plăci ; *4* — transportor cu bandă de evacuare ; *5* — pod rulant electric monogrindă

Depozitele de tip deschis s-au organizat pe suprafața solului în stive cu lățime de 30 m și lungimi cuprinse între 350 și 700 m care permit depozitarea unor cantități mari de cărbune (100-150 mii t). Introducerea cărbunilor în stive se face cu mașini de stivuit cu productivitate de 1000t/h, iar scoaterea lor în vederea trimiterii la pregătire se realizează cu mașini cu roată, cu cupe cu o productivitate de 500 t/h.

La primele capacități de cocsificare construite în R.S.România (C.S.Hunedoara, bateriile 1-4 ; C.S.Reșița, bateriile 1-3) s-au construit depozite închise cu capacități de 40-80 mii t cărbuni. Aceste depozite sînt formate din silozuri de beton cu diametrul de 10-12 m și o capacitate de 1500 — 2000t fiecare. Depozitele închise prezintă un dezavantaj hotărîtor, acela al costului ridicat al construcției, astfel încît la celelalte uzine cocsochimice s-au adoptat depozitele de tip deschis.

Pregătirea cărbunilor pentru cocsificare. Avînd în vedere lărgirea bazei de materii prime pentru cocsificare și aplicarea unor tehnologii din ce în ce mai complexe de pregătire a cărbunilor, elaborarea schemelor tehnologice raționale ale secțiilor de pregătire a cărbunilor și mai ales metodele de îmbo-

gătire a şarjei prin introducerea unor adaosuri degresante (cocs mărunt), sau ameliorante, reprezintă una din problemele de bază, rezolvată prin proiectarea noilor uzine cocsochimice.

Pînă în prezent, în R.S.România s-au adoptat două scheme de pregătire a cărbunilor: schema cu concasarea încărcăturii compuse (CI) în care se dozează cărbunii după reţetă şi apoi se concasează (schema aplicată la primele cocserii construite la C.S.Hunedoara şiC.S.Galaţi) şi schema cu concasare diferenţiată (CD) în care componenţii şarjei se concasează pe rînd, după care se dozează după reţetă şi se amestecă.

În figura 2 este prezentată schema de pregătire cu concasare diferenţiată (CD) a componenţilor şarjei, aplicată la C.S.Galaţi — bateriile 7-8 şi C.S.Călăraşi — bateriile 1-2. În cadrul schemei CD se asigură scoaterea din depozit pe sorturi a cărbunilor şi concasarea simplă sau dublă, în funcţie de calităţile lor. In acest fel se poate face concasarea cărbunilor *tari* neaglutinaţi pînă la nivelul fixat şi se exclude reconcasarea cărbunilor *moi*, ceea ce face posibil ca din mai multe sorturi de cărbuni să se obţină o şarjă optimă din punctul de vedere al granulaţiei. Aceasta are un rol important în obţinerea cocsului de calitate superioară.

Concasarea diferenţiată a cărbunilor se realizează în două linii de concasare dotate cu concasoare cu ciocane de mare productivitate (200 t/h). După concasare cărbunii sînt transportaţi în staţia de dozare. Aceasta este organizată într-o construcţie compactă formată din silozuri de beton cu diametrul de 12 m şi o capacitate de 1000 t fiecare. Pentru a se evita blocarea cărbunilor la baza buncărelor s-au prevăzut instalaţii pentru surparea bolţilor şi instalaţii de încălzire exterioară cu abur a pîlniilor de evacuare. Extragerea cărbunilor din silozurile staţiei de dozare este asigurată de alimentatoare dozatoare cu capacităţi de la 20 la 200 t/h care realizează şi dozarea componenţilor şarjei în limitele unei precizii de ± 1 %.

Staţiile de dozare sînt concepute pe două linii paralele de buncăre şi asigură formarea unor şarje de 1—8 componenţi, oferind astfel posibilităţi elastice de concepere a reţetelor şi de folosire a cărbunilor într-un număr nelimitat de sorturi.

Dozarea componenţilor este asigurată prin sistem automat, cu programarea reţetei dorite, afişaj şi contorizare a componentelor şarjei, ceea ce asigură o stabilitate şi siguranţă în realizarea reţetelor de cocsificare. Comenzile tuturor mecanismelor privind dozarea se realizează de la o cabină de comandă centralizată, amplasată local. Şarja de cărbuni formată în staţia de dozare se transportă la staţia de amestec a componenţilor, o construcţie separată cu două silozuri de 1000 t fiecare, la baza cărora s-au prevăzut extractoare cu bandă cu productivitatea de 500 t/h. Omogenizarea componentelor se realizează în două amestecătoare, cu două trepte de amestec, avînd productivitatea de 500 t/h.

Pregătirea şarjelor de cărbuni include şi măsuri prin care se introduc adaosuri degresante cum este semicocsul, în cazul uzinelor cocsochimice de la C.S.Hunedoara şi C.S. „Victoria"-Călan, sau praful de cocs în cazul

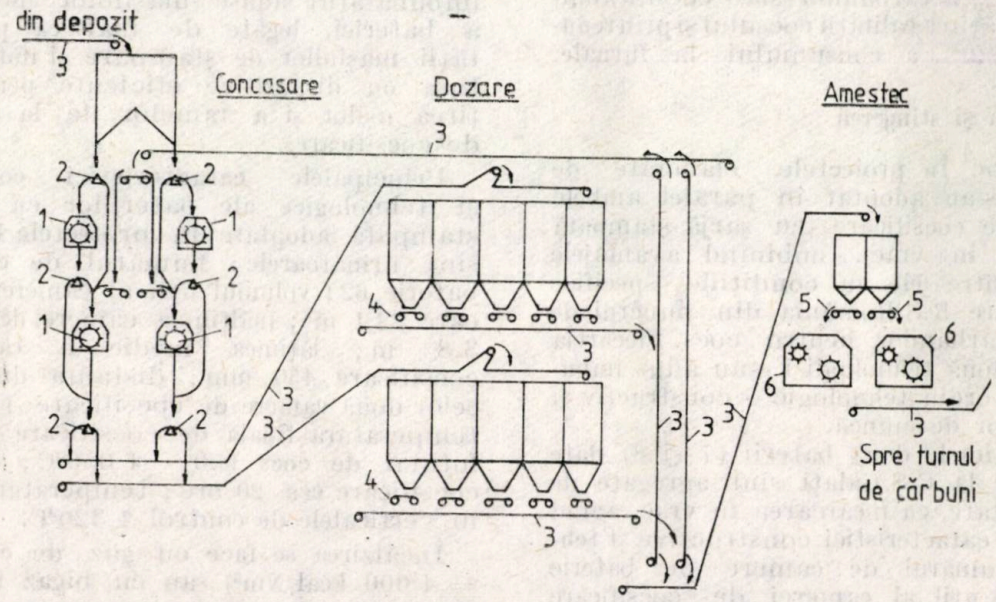


Fig. 2. Schema de pregătire cu concasarea diferenţiată a componenţilor: *1* — concasor cu ciocane; *2* — pîlnie mobilă de distribuţie; *3* — transportor cu bandă; *4* — dozator gravimetric cu bandă; *5* — alimentator cu bandă; *6* — amestecător

uzinelor cocsochimice din cadrul C.S.Galaţi, în scopul îmbunătăţirii calităţii cocsului.

Semicocsul se adaugă în şarjă ca un component obişnuit în proporţie de pînă la 13% şi nu impune condiţii speciale de pregătire. Praful de cocs introdus în şarjele de cocsificare pentru efectul său degresant are două proveniențe: ca resursă secundară, colectat din instalaţiile de captare a prafului de la instalaţia de stingere uscată a cocsului, sau obţinut prin măcinarea cocsului mărunt. În proiectele elaborate de IPROMET s-au luat în considerare ambele surse de obţinere a prafului de cocs.

În figura 3 este prezentată schema pe baza căreia s-a prevăzut introducerea degresantului în reţeta şarjelor de cocsificare la C.S.Galaţi, bateriile 1 — 6.

Avantajele tehnico-economice ale adaosului de praf de cocs în proporţie de 6% în şarjă se exprimă prin folosirea în procent mărit cu 10% a cărbunilor slab cocsificabili, prin îmbunătăţirea calităţii cocsului şi prin reducerea cu 2% a consumului la furnale.

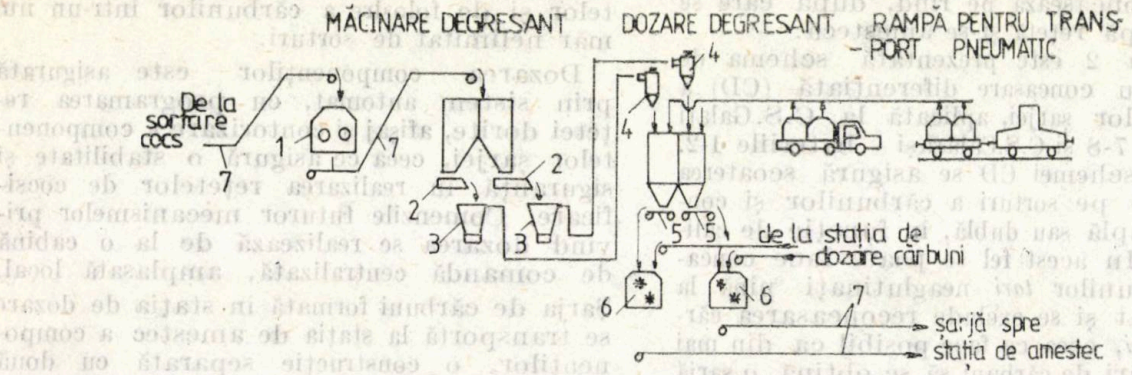


Fig. 3. Schema de introducere a prafului de cocs în şarjă: *1* — concasor cu valţuri; *2* — alimentator cu disc; *3* — moară pendulară; *4* — ciclon; *5* — dozator cu bandă; *6* — amestecător; *7* — transportor cu bandă

Cocsificarea şi stingerea

Cocsificarea. În proiectele elaborate de IPROMET s-au adoptat în paralel ambele tehnologii de cocsificare (cu şarjă ştampată şi cu şarjă în vrac), îmbinînd avantajele fiecăreia dintre ele în condiţiile specifice pe care le are R.S.România din punctul de vedere al cărbunilor pentru cocs. Fiecăreia dintre cele două tehnologii i s-au adus îmbunătăţiri de ordin tehnologic — constructiv şi ale condiţiilor de muncă.

Astfel, ultimele două baterii (7 şi 8) date în funcţiune la C.S.Galaţi sînt agregate de mare capacitate, cu încărcarea în vrac, avînd următoarele caracteristici constructive şi tehnologice: numărul de camere pe baterie 65; volumul util al camerei de cocsificare 41,6 m³; înălţimea camerei de cocsificare (la rece) 7 m; lungimea camerei de cocsificare (la rece) 16 m; lăţimea medie a camerei de cocsificare (la rece) 410 mm; distanţa dintre axele a două camere alăturate 1400 mm; numărul gurilor de încărcare pe cameră 3; temperatura finală de cocsificare în axa pilotului de cocs 936 — 1 066 C; durata de cocsificare cca 14 ore.

Temperatura în verticalele de control:
— pe partea maşinii 1 340°C;
— pe partea cocsului 1 370°C.

Încălzirea se face cu bigaz (Hi=1 100 kcal/Nm³) format din gaz de furnal în amestec cu gaz de cocs sau numai cu gaz de cocs (Hi = 4 000 kcal/Nm³).

Pentru alte unităţi de producere a cocsului, cum sînt cele de la C.S. „Victoria" Călan (bateriile 1-4) sau de la C.S.Reşiţa (bateriile 4-5), s-a adoptat tehnologia de cocsificare ştampată, cu îmbunătăţiri privind încărcarea fără fum, sistemul de colectare a gazului de cocs, masivul ceramic, precum şi îmbunătăţiri aduse maşinilor de deservire a bateriei, legate de mărirea productivităţii maşinilor de ştampare şi dotarea acestora cu dispozitive eficiente pentru curăţirea uşilor şi a ramelor de la cuptoarele de cocsificare.

Principalele caracteristici constructive şi tehnologice ale bateriilor cu încărcare ştampată adoptate în proiectele IPROMET sînt următoarele: numărul de camere pe baterie 62; volumul util al camerei de cocsificare 22,1 m³; înălţimea camerei de cocsificare 3,8 m; lăţimea medie a camerei de cocsificare 450 mm; distanţa dintre axele celor două camere de cocsificare 1 100 mm; temperatura finală de cocsificare în axa pilotului de cocs 950 — 1 050°C; durata de cocsificare cca 20 ore; temperatura maximă în verticalele de control 1 320°C.

Încălzirea se face cu gaz de cocs (Hi = = 4 000 kcal/Nm³) sau cu bigaz format din gaz de furnal în amestec cu gaz de cocs (Hi = = 1 100 kcal/Nm³).

Stingerea cocsului. La cocseriile mai vechi cum sînt cele de la C.S.Hunedoara și C.S. Reșița, bateriile 1-3, stingerea cocsului se realizează prin procedeul umed, care constă din răcirea în vagon, sub turnul de stingere, în condiții controlate pentru a se putea asigura constanța caracteristicilor cocsului și în special a umidității.

Un procedeu nou — s t i n g e r e a u s c a t ă a c o c s u l u i — s-a extins tot mai mult, astfel încît la C.S. Galați toate bateriile au fost dotate succesiv cu asemenea instalații. Schema de principiu a procedeului de stingere uscată a cocsului este dată în figura 4.

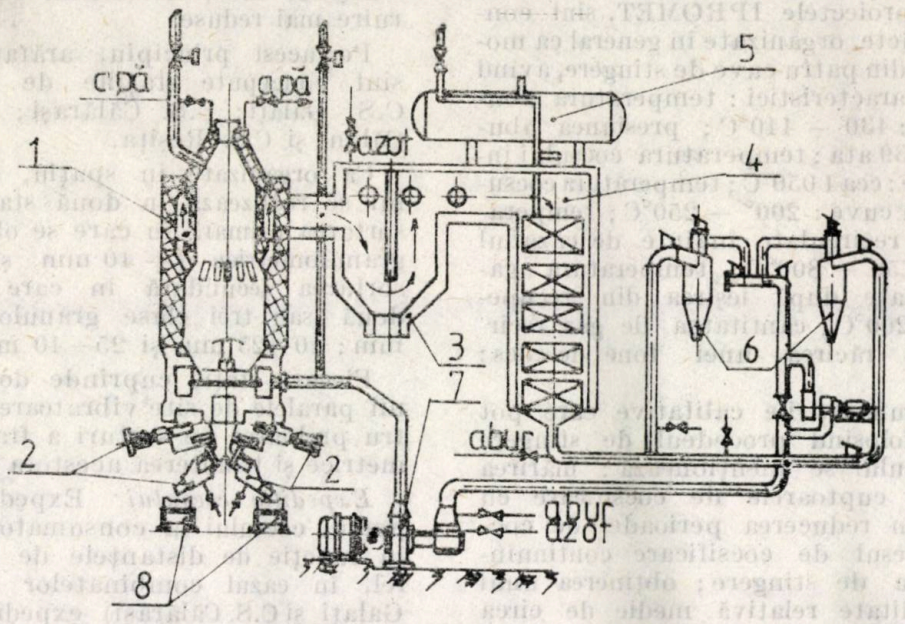


Fig. 4. Schema tehnologică a instalației de stingere uscată a cocsului: *1* — cuve de stingere; *2* — instalație de descărcare; *3* — buncăr de separare a prafului; *4* — cazan recuperator; *5* — tambur pentru cazan; *6* — cicloane; *7* — exhaustor; *8* — transportor cu bandă de evacuare

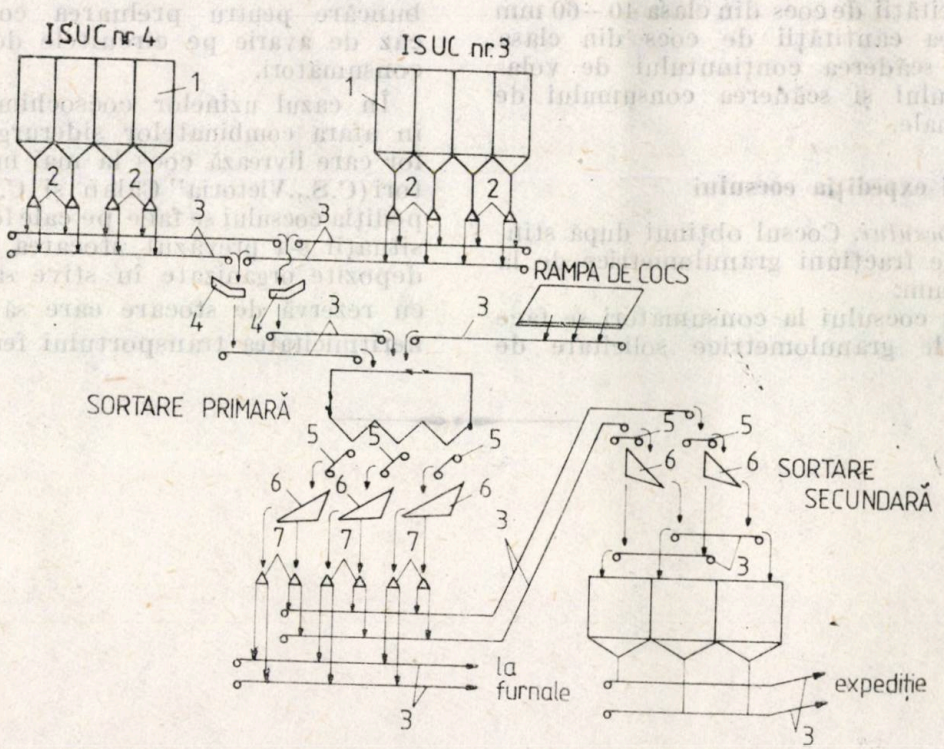


Fig. 5. Sortarea cocsului: *1* — cuve de stingere; *2* — instalație de descărcare; *3* — transportoare cu bandă; *4* — instalației de suflare a cocsului; *5* — alimentatoare cu bandă; *6* — ciururi vibratoare de sortare; *7* — pîlnii de distribuție

Stingerea uscată a cocsului este impusă de necesitatea folosirii căldurii cocsului incandescent pentru producerea de abur și de măsurile care se impun pentru a diminua poluarea mediului și coroziunea utilajelor, precum și de îmbunătățirile de ordin calitativ înregistrate la cocsul stins prin acest procedeu.

Instalațiile de stingere uscată a cocsului, adoptate în proiectele IPROMET, sînt construcții compacte, organizate în general ca module formate din patru cuve de stingere, avînd următoarele caracteristici: temperatura aburului produs: 430 — 440°C; presiunea aburului produs: 39 ata; temperatura cocsului introdus în cuve: cca 1 050°C; temperatura cocsului la ieșirea din cuve: 200° — 250°C; temperatura gazelor recirculate înainte de cazanul recuperator: 750 — 800°C; temperatura gazelor recirculate după ieșirea din recuperator: 180 — 200°C; cantitatea de gaz recirculat pentru răcirea unei tone de cocs: 1 600 Nm^3.

Dintre îmbunătățirile calitative care pot fi obținute folosind procedeul de stingere uscată a cocsului se menționează: mărirea producției la cuptoarele de cocsificare cu circa 5% prin reducerea perioadei de cocsificare, procesul de cocsificare continuîndu-se în cuva de stingere; obținerea unui cocs cu umiditate relativă medie de circa 0,5% față de 6% la stingerea umedă, ceea ce aduce economii în utilizarea cocsului; creșterea rezistenței cocsului cu 3—5%; mărirea cantității de cocs din clasa 40—60 mm și micșorarea cantității de cocs din clasa + 80 mm; scăderea conținutului de volatile al cocsului și scăderea consumului de cocs la furnale.

Sortarea și expediția cocsului

Sortarea cocsului. Cocsul obținut după stingere cuprinde fracțiuni granulometrice de la zero la 250 mm.

Trimiterea cocsului la consumatori se face pe fracțiunile granulometrice solicitate de aceștia ceea ce determină sortarea prealabilă a lui, operație realizată prin trecerea cocsului prin ciururi vibratoare, cu productivități cuprinse între 125 și 250 t/h.

În proiectele IPROMET s-a adoptat principiul sortării pentru obținerea fracțiilor granulometrice în ordine descrescătoare, deoarece încarcă mai puțin sitele la ciuruirea fracțiilor mici, necesitînd suprafețe de ciuruire mai reduse.

Pe acest principiu, arătat în figura 5, sînt concepute stațiile de sortare de la C.S. Galați; C.S. Călărași; C.S.„Victoria" Călan și C.S. Reșița.

Ca organizare în spațiu, sortarea cocsului se realizează în două stații de sortare: sortarea primară în care se obțin două cla se granulometrice (+ 40 mm și — 40 mm) și sortarea secundară în care se pot obține două sau trei clase granulometrice (0—10 mm; 10—25 mm și 25—40 mm).

Fiecare stație cuprinde două sau trei linii paralele de site vibratoare și buncăre pentru preluarea pe sorturi a fracțiilor granulometrice și trimiterea acestora la consumatori.

Expediția cocsului. Expediția și transportul cocsului la consumatori se realizează în funcție de distanțele de transport. Astfel, în cazul combinatelor integrate (C.S. Galați și C.S. Călărași) expediția cocsului se face cu benzi transportoare, în flux continuu la consumatorii din combinat. În aceste situații, în stațiile de sortare sînt prevăzute buncăre pentru preluarea cocsului, iar în caz de avarie pe circuitele de transport la consumatori.

În cazul uzinelor cocsochimice amplasate în afara combinatelor siderurgice sau a celor care livrează cocs la mai mulți consumatori (C.S.„Victoria" Călan și C.S. Reșița) expediția cocsului se face pe cale ferată. În aceste situații s-a prevăzut stocarea la furnizor în depozite organizate în stive sau în silozuri, cu rezervă de stocare care să poată prelua neritmicitatea transportului feroviar.

Ing. C. T. Mustață, ing. A. Ivănescu, ing. Angela Mazilu, ing. P. Stănescu și ing. I. Tătaru

Modernizarea procesului de elaborare a oțelului în convertizorul cu oxigen

Elaborarea oțelului în convertizoare cu insuflare de oxigen a început în anul 1952 prin aplicarea procedeului LD. Această tehnologie s-a dezvoltat continuu, ajungînd ca, la nivelul anilor 1980—1981, oțelăriile cu convertizoare să dispună de o capacitate instalată de cca 600 milioane tone anual și să producă cca 50% din producția mondială de oțel. Totodată procedeul LD aplicat inițial a fost perfecționat în permanență, urmărindu-se îmbunătățirea procesului metalurgic și creșterea eficienței economice.

În evoluția procesului se pot evidenția, în afara procedeului LD, următoarele direcții de perfecționare :

Elaborarea oțelului în convertizoare cu insuflare de oxigen pe la partea inferioară (fig.1,*a*). Urmărindu-se îmbunătățirea și perfecționarea elaborării oțelului în convertizoare cu oxigen, încă din anul 1968 au fost puse la punct pe scară industrială procedee de afinare a fontei în convertizoare cu insuflarea oxigenului prin vatră.

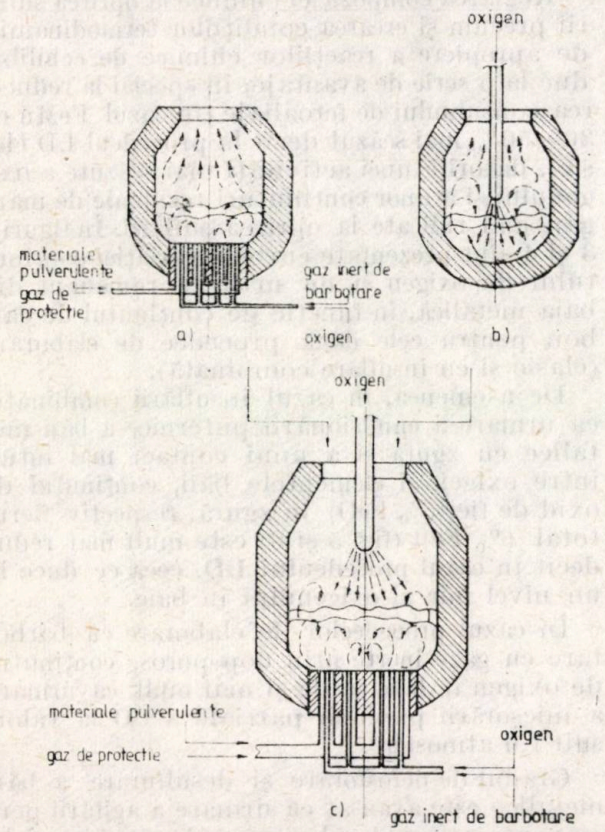


Fig. 1. Evoluția procedeelor de elaborare a oțelului în convertizor : a — procedeul de insuflare prin fund ; *b* — procedeul de insuflare pe sus ; *c* — procedeul cu insuflare combinată

Deși denumite în mod diferit, ca urmare a faptului că au fost brevetate în mod independent și deci prezintă unele particularități tehnologice de detaliu, procedeele OBM, Q-BOP, LWS sînt echivalente din punct de vedere funcțional.

Adoptarea acestei tehnologii a cunoscut timp de cîțiva ani (1970—1979) o răspîndire relativ largă datorită, în primul rînd, faptului că oferea, în cazul transformării oțelăriilor Martin, avantajul unor cheltuieli de investiții și al unui volum de lucrări mai mici decît procedeul cu insuflarea oxigenului pe sus (fig. 1, *b*).

Se apreciază că la nivelul anilor 1980 oțelăriile cu insuflare de oxigen prin vatră reprezentau o capacitate de cca 40—45 milioane tone de oțel și au produs cca 3—4% din producția mondială de oțel.

Dintre avantajele pe care le reprezintă procedeul de insuflare prin vatră comparativ cu procedeul cu lance verticală se pot enumera : posibilitățile mai largi de elaborare a unor oțeluri cu conținut de carbon relativ scăzut ; consumul mai redus de feroaliaje pentru dezoxidare și aliere ; scoaterea metalică îmbunătățită ; posibilitatea preîncălzirii fierului vechi în convertizor folosind duzele din vatră ca arzătoare oxicombustibil ; posibilitatea barbotării băii metalice, la sfîrșitul insuflării cu gaze inerte. Procedeele de insuflare pe jos s-au dovedit a avea propriile lor inconveniente : defosforarea, la conținuturi mari și medii de carbon, este defavorizată ; conținuturile de hidrogen și azot sînt mai ridicate la sfîrșitul insuflării și proporția de fier vechi utilizată în încărcătura metalică este mai mică decît la procedeul LD ca urmare a arderii la CO_2 a unei cantități mai reduse de carbon.

Elaborarea oțelului în convertizoare cu insuflare combinată (fig. 1, *c*). În scopul îmbunătățirii calității metalului și reducerii cheltuielilor de producție s-au elaborat variante noi ale procedeelor de elaborare în convertizoare cu oxigen sau în convertizoare cu insuflare combinată.

În vederea folosirii avantajelor ambelor procedee (cu insuflare pe sus și prin vatră), începînd cu anul 1975 s-au făcut încercări cu insuflări combinate care au dus la aplicarea pe scară industrială (1979—1980) a unor procedee de insuflare mixtă : insuflare de oxigen prin lance pe la partea superioară concomitent cu o insuflare de gaz inert (argon, azot sau bioxid de carbon) și/sau insuflare cu oxigen pe la partea inferioară.

Spre sfîrșitul anului 1982, pe plan mondial funcționau deja 110 convertizoare cu insuflare

combinată. În Japonia, conform prognozelor publicate, procedeele de insuflare combinată vor înlocui complet procedeul obișnuit cu insuflare pe sus.

Pentru insuflarea fluidelor, în Europa și S.U.A. se folosesc în general elemente poroase, permeabile, iar în Japonia se utilizează orificii (țevi sau duze).

Din datele publicate în literatura de specialitate rezultă că, în comparație cu procedeul clasic (LD), procedeele de insuflare mixtă prezintă următoarele avantaje principale: scoaterea de metal mai bună cu cca 1 — 2%; posibilități mai largi și mai economice de elaborare a oțelurilor cu carbon scăzut; consumuri mai mici de dezoxidanți; un grad mai bun de defosforare și desulfurare; posibilitatea creșterii ponderii fierului vechi în încărcătură cu cca 25 kg/t oțel.

Procedeele mai cunoscute aplicate pînă în prezent sînt următoarele:

— *Procedeul OBM-S* (Oxygen Bottom Blowing Maxhütte-Scrap) pus la punct de Maximilianshütte (R.F. Germania). Caracteristica acestui procedeu este insuflarea de oxigen pe la partea inferioară prin orificii protejate cu o hidrocarbură și pe la partea superioară printr-un orificiu prevăzut în peretele conic al convertizorului.

— *Procedeul LBE* (Lance Bubbling Equilibrium) realizat de ARBED (Luxemburg) și IRSID + USINOR (Franța). Caracteristic procedeului este insuflarea de oxigen prin lance, barbotarea cu argon și cu azot pe la partea inferioară prin elementele poroase.

— *Procedeul LD-HC* pus la punct de Hainaut-Sambre (Belgia) cu insuflarea oxigenului pe la partea inferioară prin orificii protejate cu gaz metan sau CO_2 și pe la partea superioară prin lance. La sfîrșitul insuflării se realizează o barbotare cu azot.

— *Procedeul TBM* (Thyssen-Blas-Metallurgie) pus la punct de August Thyssen (R.F. Germania) cu insuflare de oxigen pe la partea superioară, prin lance. Barbotarea se face cu argon și cu azot, introduse pe la partea inferioară, prin orificii.

— *Procedeul STB* (Sumitomo Top Bottom Blowing) pus la punct de Sumitomo Metal (Japonia) cu insuflare de oxigen pe la partea superioară, prin lance. Insuflarea unui amestec de O_2+CO_2 se face și prin partea inferioară, prin orificii, în funcție de marca de oțel, utilizîndu-se barbotarea cu argon.

— *Procedeul LD-KG*, pus la punct de Kawasaki Steel (Japonia), cu insuflare de oxigen pe la partea superioară prin lance. Barbotarea se face cu argon și cu azot introdus prin orificii pe la partea inferioară.

— *Procedeul LD-OB*, aplicat de Nippon Steel (Japonia), cu insuflare de oxigen pe la partea superioară prin lance și pe la partea inferioară (cca 10% din cantitate) prin orificii.

— *Procedeul LD-OTB* pus la punct de Kobe Steel (Japonia) cu insuflare de oxigen pe la partea superioară prin lance. Barbotarea se face cu argon și cu azot introdus prin orificii pe la partea inferioară. Se află în perspectivă și introducerea de oxigen pe la partea inferioară.

În tabelele 1 și 2 se prezintă lista oțelăriilor care utilizează procedeele cu insuflare combinată și care se aplică în Europa, S.U.A., Japonia, fiecare oțelărie cu insuflare de oxigen dispunînd de cel puțin un convertizor la care se cercetează și se experimentează procedeul de elaborare cu insuflare combinată.

În urma unor studii amănunțite privind influența dimensionării convertizoarelor și a tehnicii de insuflare asupra proceselor fizice și metalurgice, cercetătorii au stabilit că printr-o omogenizare și emulsionare puternică a băii metalice se pot obține îmbunătățiri remarcabile în special în accelerarea desfășurării reacțiilor de oxidare. Mărind frontul de reacție prin amestecarea intensă a băii metalice cu zgura, viteza de decarburare în cazul procedeului cu insuflare combinată este mai mare decît în cazul procedeului LD clasic (fig. 2), cu efecte asupra duratei șarjei și a calității oțelului. Același lucru se poate observa și în cazul procedeelor cu insuflare de oxigen prin lance și barbotare cu gaz inert prin dopuri poroase montate în vatră (procedeul LBE, LD-AB etc).

Reglarea compoziției chimice la oprirea suflării precum și crearea condițiilor termodinamice de apropiere a reacțiilor chimice de echilibru duc la o serie de avantaje, în special la reducerea consumului de feroaliaje (în cazul FeMn cu 30—50% mai scăzut decît la procedeul LD clasic), datorită unei activități mai scăzute a oxigenului și a unor conținuturi reziduale de mangan mai ridicate la oprirea suflării. În figurile 3 și 4 sînt prezentate curbele variației conținutului de oxigen și de mangan remanent din baia metalică, în funcție de conținutul de carbon pentru cele două procedee de elaborare (clasic și cu insuflare combinată).

De asemenea, în cazul insuflării combinate, ca urmare a emulsionării puternice a băii metalice cu zgura și a unui contact mai intim între oxigen și elementele băii, conținutul de oxid de fier (% FeO) în zgură, respectiv fierul total (% Fe)t (fig. 5 și 6) este mult mai redus decît în cazul procedeului LD, ceea ce duce la un nivel mic al oxigenului în baie.

În cazul procedeelor de elaborare cu barbotare cu gaze inerte prin dop poros, conținutul de oxigen în baie scade și mai mult ca urmare a micșorării presiunii parțiale a CO la valori sub 1,0 atmosfere.

Gradul de defosforare și desulfurare a băii metalice este avansat ca urmare a agitării permanente atingînd valori superioare chiar și la elaborarea cu o singură zgură și conținuturi mici de oxid de fier în zgură.

Tabelul 1

Oţelăriile dotate cu convertizoare cu insuflare combinată

Ţara	Uzina	Capacitatea convertizoarelor	Denumirea procedeului utilizat	Anul introducerii procedeului	Observaţii
Luxemburg	ARBED Esch-Belval	2×150	L B E	1978—1979	Fontă fosforoasă
Luxemburg	ARBED Differdange	1×165	L B E	1980	Fontă fosforoasă
Luxemburg	ARBED Dudelange	1× 80	L B E	1980	Fontă fosforoasă
Franţa	USINOR-Denain	4× 65	L B E	1979—1980	
Franţa	USINOR-Dunkerque	3×220	L B E	1980—1981	
Franţa	USINOR-Dunkerque	3×160	L B E	1981	
Franţa	SMNDN Mondeville	2×105	L B E	1979—1980	
Franţa	SOLMER—For sur Mer	2×305	L B E	1980	
Franţa	CREUSOT—LOIRE Les Dunes	1× 70	L B E	1980	Fontă fosforoasă
Franţa	SACILOR Gandrange	2×240	L B E	1981	Fontă fosforoasă
Belgia	HAINAUT-SAMBRE Charleroi	2×180	LD—HC	1981	
R.F.G.	DILLINGEN Dillingen	2×180	LBE	1981	
R.F.G.	S.R.B. Voelkingen	2×140	LBE	1981	
R.F.G.	THYSSEN A.G. Duisburg Beeckerwerth	3×270	TMB	1980—1982	
R.F.G.	THYSSEN A.G. Duisburg Bruckhausen	2×385	TMB	1980—1982	
R.F.G.	THYSSEN A.G. Duisburg Ruhrort	4×120	TMB	1980—1982	
R.F.G.	MAXIMILIANSHÜTTE Sulzbach-Rosenberg	3× 60	OBM-S KMS	1978	
S.U.A.	NATIONAL STEEL CORP. Granite-City	2×235*	Insuflarea parţială de oxigen pe la partea inferioară	1981	* Adaptat un convertizor
S.U.A.	NATIONAL STEEL CORP. Great-Lakes	2×210*	— ,, —	1980—1981	* Idem
Japonia	KAWASAKI STEEL Chiba nr. 2	3×160	LD-KG	1979	
Japonia	KAWASAKI STEEL Mizushima	3×180	LD-KG	1979	
Japonia	SUMITOMO METAL IND. LTD Kashima nr. 2	2×250	STB	1980	
Japonia	SUMITOMO METAL IND. LTD Wakayama nr. 3	3×160	STB	1981	
Japonia	SUMITOMO METAL IND. LTD Kashima nr. 1	3×250	STB	1981	
Japonia	NIPPON STEEL Yawata nr. 5	2× 75	LD-OB	1978	
Japonia	NIPPON STEEL Yawata nr. 3	2×300	LD-OB	1980	
Japonia	NIPPON STEEL Yawata nr. 1	1×170	LD-OB	1980	
Japonia	NIPPON STEEL Oita	1×340	LD-OB	1980	
Japonia	KOBE STEEL Kakogawa	3×200	LD-OTB	1980	

Tabelul 2

Caracteristicile principalelor procedee de elaborare cu insuflare combinată

Denumirea procedeului	Insuflare pe sus			Insuflare pe jos						
	O_2	Var	Ar/N_2	O_2	Aer	CO	CmHn	Ar/N_2	CO_2	Păcură
BAP	×				×			×		
K—BOP	×			×			×			×
L B E	×	×	×							
LD—BC	×		×							
LD—CB	×			×			×	×		×
LD—HC	×			×			×	×		×
LD—KG	×		×			×				
LD—OB	×						×			
LD—OTB	×		×	×						
S T B	×			×			×	×		×
T M B	×		×							
OBM—S	×			×			×			

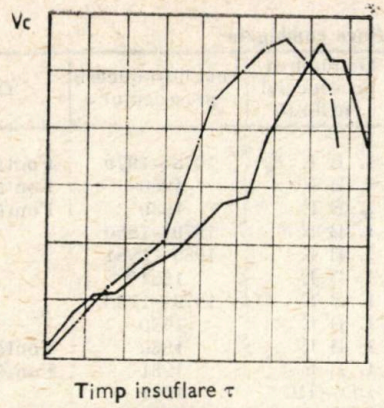


Fig. 2. Alura curbei de variaţie a vitezei de decarburare în funcţie de timpul de insuflare a oxigenului :
——— procedeul LD clasic ;
— · — procedeul cu insuflare combinată

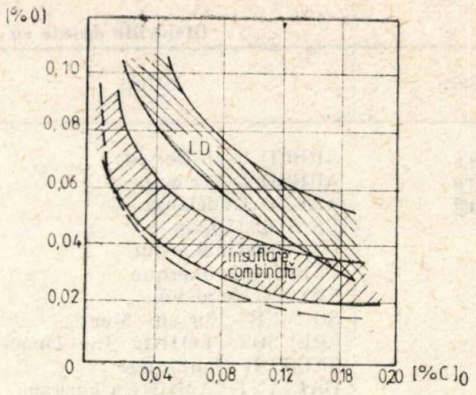


Fig. 3. Variaţia conţinutului de oxigen în baia metalică în funcţie de conţinutul de carbon la oprirea suflării :
— — — curba de echilibru C — O

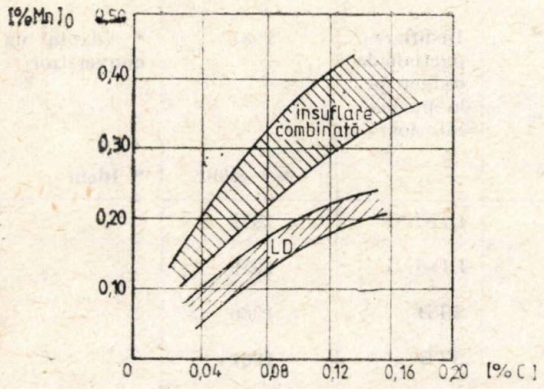


Fig. 4. Variaţia conţinutului de mangan remanent în funcţie de conţinutul de carbon la oprire

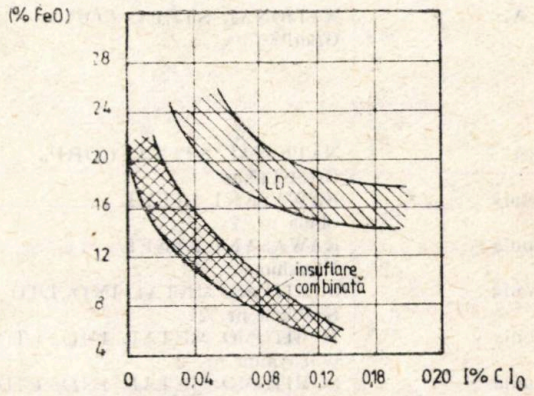


Fig. 5. Variaţia oxidului de fier în zgură în funcţie de conţinutul de carbon la oprire

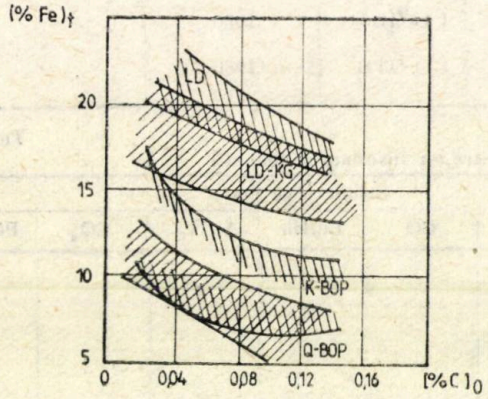


Fig. 6. Variaţia fierului total în zgură în funcţie de conţinutul de carbon la oprire pentru diferite procedee de elaborare cu insuflare combinată

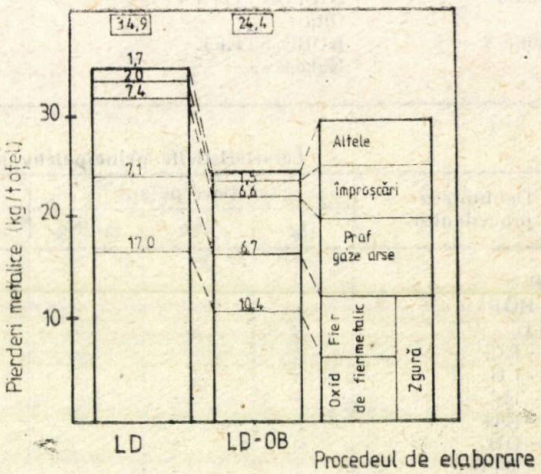


Fig. 7. Pierderile metalice în cazul procedeelor LD şi LD—OB

Apropierea de echilibrul termodinamic al reacţiilor din sistemul baie metalică — zgură — atmosferă determină un control mai riguros al elaborării, cu o reproductibilitate mărită, ceea ce permite în mare măsură automatizarea şi controlul procesului cu calculatorul.

Datorită eliminării efectului de supraoxidare a băii metalice, a nivelului scăzut de oxid de fier în zgură, a reducerii pierderilor de fier în praf şi a împroşcărilor (fig. 7), scoaterea metalică în cazul proceselor de insulfare combinată este cu 1—2% mai ridicată faţă de procedeul LD.

Din literatura de specialitate, rezultă că pentru realizarea noilor procedee a fost necesară o perioadă de 5—7 ani urmînd în general linia experimentării de laborator, încercări pe un convertizor de exploatare curentă şi apoi generalizarea în uzine. Problemele principale care s-au rezolvat au fost : stabilirea şi perfecţionarea echipamentului ; durabilitatea fundului convertizorului şi stabilirea unei proporţii şi a unei durate de insulfare a fluidelor în funcţie de marca de oţel.

De altfel, o parte din autorii procedeelor apreciază că încă mai sînt necesare experimentări la scară industrială în vederea determinării mai detaliate a condiţiilor de desfăşurare şi economicitate a unora din aceste procedee.

Dotări suplimentare destinate creşterii eficienţei procesului de elaborare. În paralel cu evoluţia procedeelor prezentate mai sus se remarcă, în ansamblul realizărilor pe plan mondial, următoarele direcţii principale de modernizare :

Creşterea cotei de fier vechi în încărcătura metalică. Soluţiile pe care literatura le semnalează ca fiind cele mai eficiente în acest domeniu sînt : — introducerea oxigenului în spaţiul liber de deasupra băii metalice prin intermediul unei lănci speciale (lance pentru postcombustie sau lance cu dublu flux) care asociată procedeului LBE a dus, potrivit datelor publicate, la o creştere a fierului vechi cu pînă la 90 — 100 kg/t oţel asigurînd o ardere suplimentară în convertizor a CO la CO_2 ; cantitatea de căldură rezultată permite o creştere a cotei de fier vechi faţă de procedeul LD obişnuit ; introducerea de praf de cărbune şi insuflarea de oxigen în interiorul băii metalice prin procedeul KMS pus la punct de firmele Klöckner şi Maximilianshütte, din R. F. Germania, pe la partea inferioară a convertizorului, prin orificii protejate cu hidrocarburi. Simultan se insuflă oxigen şi prin partea superioară, printr-un orificiu prevăzut în peretele conic al convertizorului. Autorii afirmă că se obţine o creştere a cotei de fier vechi pînă la 50% în condiţiile utilizării a 90 Nm^3 oxigen şi 55 kg cărbune pe tona de oţel.

Automatizarea procesului de insuflare. În acest domeniu s-au concretizat două sisteme de conducere automată bazate pe lance auxiliară, care permite (fără întreruperea procesului) indicarea conţinutului de carbon, a temperaturii băii precum şi prelevarea probelor de oţel pentru analiză completă şi pe aparat de analiză spectrală pentru determinarea compoziţiei gazelor de convertizor şi aprecierea, în funcţie de aceasta, a parametrilor băii metalice.

Concluzii

Procedeele de insuflare exclusiv prin vatră (*OBM, Q—BOP, LWS* etc.) se află în stagnare, în ultimii ani nemaifiind adoptate aceste procedee (ultima realizare cunoscută fiind transformarea în 1980 — 1981 a oţelăriei Martin de la Cornigliano). Mai mult, o parte din oţelăriile care folosesc insuflarea combinată provine din adaptarea unor convertizoare OBM.

Procedeele de insuflare combinată a oxigenului atît prin partea superioară cît şi prin vatră au luat o amploare foarte mare în ultimii ani.

De altfel, în literatura de specialitate se afirmă că atunci cînd se vorbeşte despre noi convertizoare cu oxigen trebuie să se înţeleagă convertizoare cu insuflare combinată.

Pe lîngă oţelăriile din lista anexată sînt semnalate încercări de insuflare combinată, la scară industrială, după procedee proprii, în U.R.S.S. şi Anglia.

Institutul de inginerie tehnologică şi proiectare pentru industria metalurgică — IPROMET — a proiectat în concepţie proprie şi a întocmit documentaţia tehnico-economică pentru convertizorul cu insuflare combinată care urmează să intre în funcţiune la C.S. Galaţi.

Acest convertizor este rezultatul modernizării convertizorului existent şi constă în dotarea lui cu o lance de insuflare a oxigenului de o construcţie specială care permite utilizarea cu un randament ridicat a energiei (dezvoltată în proces) prin postcombustia oxidului de carbon la bioxid de carbon. Se creează posibilitatea insuflării oxigenului prin duze montate în vatra convertizorului şi barbotarea băii metalice cu gaze inerte.

De asemenea, se are în vedere realizarea măsurii continue a temperaturii şi a prelevării de probe fără întreruperea insuflării oxigenului şi conducerea elaborării cu ajutorul calculatorului de proces.

BIBLIOGRAFIE

[1] Wondris, E. F., *Trials with the top-bottoom oxigen blowing.* Steelmaking processes at National Steel Corporation — 13th Regular Meeting of The Committee on Technology, IISI, March 10, 1981, Melbourne, Australia.

[2] Decker, A. — *Combined blowing at Hainaut Sambre* 13 th Regulor Meeting of The Dommittee on Technology IISI, March 10, 1981, Melbourne, Australia.

[3] Balcer, R., Normanton, A. S., — *BSC experience with bath agitation in oxygen* Steelmaking — 13 th Regulor Meeting of The Committee on Technology IISI, March 10, 1981, Melbourne, Australia

Familia cuptoarelor electrice proiectate de IPROMET

Ing. I. Moldovanu, ing. C. T. Mustață
și ing. Gh. Vasilescu

CZ : 669.041.38

Creșterea producției de oțel electric este determinată de cerințele tot mai mari ale unor noi ramuri industriale — industria constructoare de mașini, aeronautică, industria pentru componente nucleare.

Astfel, în anul 1965 producția de oțel electric în R. S. România a fost de 282 mii tone, în anul 1975 de 1 213 mii tone, în anul 1980 de 2 600 mii tone, tinzînd ca în 1988 producția de oțel electric să atingă cifra de cca 3 800 mii tone.

Pentru acoperirea necesarului de oțel electric, pentru perioada 1975 — 1983 s-au întocmit documentații tehnico-economice pentru dotarea economiei naționale, în cadrul unor oțelării noi sau în cadrul oțelăriilor existente cu 18 cuptoare electrice de 100, 50 și 20 t capacitate.

În baza datelor obținute în exploatarea cuptoarelor existente în R. S. România, IPROMET a trecut la proiectarea în concepție proprie a detaliilor de execuție pentru cuptoare electrice de 100 t capacitate pentru oțelăriile de la C. S. Hunedoara, C. M. Cîmpia Turzii, C. S. Călărași, C. O. S. Tîrgoviște și C. U. G. Iași.

Necesitățile crescînde de oțel electric ale industriei constructoare de mașini au impus proiectarea unor cuptoare de mai mică capacitate : 50 t și 20 t pentru oțelăriile de la I. M. G. București, C. S. Galați și C. M. Cîmpia Turzii.

În acest fel, întreaga gamă a cuptoarelor electrice de 100 t, 50 t și 20 t este realizată sau în curs de execuție pe baza proiectelor IPROMET.

Soluții constructive pentru cuptoarele electrice

Cuptoarele electrice cu arc proiectate de IPROMET sînt agregate robuste, corespunzătoare condițiilor deosebite de exploatare, cu un grad avansat de fiabilitate, sînt ușor manevrabile și au caracteristici de capacitate și productivitate comparabile cu agregatele similare fabricate de firme cu tradiție ; acestea se pot realiza în R. S. România și pot asigura obținerea unor oțeluri de calitate.

De menționat că la toate tipurile de cuptoare electrice proiectate de IPROMET s-a adoptat aceeași soluție constructivă caracterizată prin existența platformei basculante care susține practic întreaga parte mecanică a cuptorului : cuvă, platformă rabatabilă, grinzi și coloane portelectrozi, grindă portboltă, boltă, jgheab de evacuare, ușă și mecanisme.

Cuptoarele electrice sînt compuse în principal din :

Partea mecanică. Cuva cuptoarelor dimensionată potrivit capacității fiecărui cuptor este o construcție metalică din tablă sudată, conținînd vatra și pereții detașabili prevăzuți cu inele de răcire la partea superioară și cea inferioară.

Vatra a fost proiectată în așa fel încît poate fi înlocuită cu vatră din oțel antimagnetic, permițînd astfel montarea instalațiilor de agitare electromagnetică a băii.

Platforma basculantă este o construcție metalică sudată, compusă din leagănul de basculare, grinzile principale și secundare de susținere a tuturor părților mecanice precum și pivotul pentru rotirea platformei rabatabile. Această platformă execută o mișcare de basculare cu un unghi de cca 42° pentru evacuarea oțelului și de cca 15° pentru evacuarea zgurei.

Platforma rotitoare este o construcție sudată care susține bolta și coloanele portelectrod. Această platformă se poate roti în plan orizontal cu un unghi de 54° — 78° pentru a permite încărcarea cu bena.

Coloanele și grinzile portelectrod sînt construcții metalice sudate din oțeluri antimagnetice care susțin electrozii în mișcările acestora — sus — jos, mișcări coordonate de instalațiade poziționare a electrozilor.

Dispozitivele de blocare și de sprijinire a părților componente ale părții mecanice sînt construcții metalice sudate, articulate, acționate cu cilindrii hidraulici.

Instalația hidraulică este compusă dintr-o stație hidraulică (conducte și racorduri flexibile) și cilindrii hidraulici care asigură mișcările părților mecanice ale cuptorului : basculare în orice poziție la evacuarea oțelului (pînă la 42°) și a zgurei (pînă la 15°) ; ridicarea și rotirea bolții în orice poziție (între 0 și 54 — 78°) precum și interblocarea unor mișcări ale componentelor mecanice cu ajutorul dispozitivelor de blocare și de sprijinire (stabilizatori).

Presiunea de lucru a instalației hidraulice este de 140 barri.

Instalația de reglare a poziției electrozilor. Instalația de tip electromecanic are rolul de a comanda continuu, automat, ridicarea sau coborîrea electrozilor în timpul elaborării oțelului în funcție de curentul din electrodul respectiv. De asemenea, se poate comanda manual, cu aceeași instalație, ridicarea sau coborîrea electrozilor pentru alte necesități (înlocuirea coloanelor, ridicarea la evacuare etc.).

Instalația de reglare a poziției electrozilor (fig. 1) se compune din : motoare electrice de

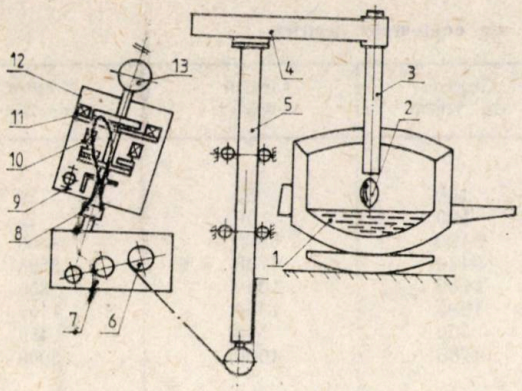
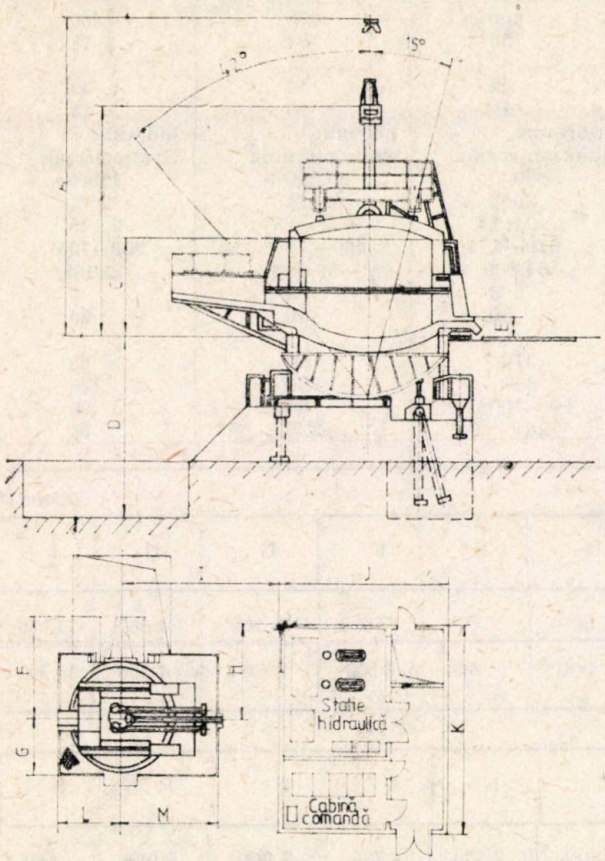


Fig. 1. Instalaţie de reglare a poziţiei electrozilor: *1* — material pentru topit; *2* — arc; *3* — electrod; *4* — grindă portelectrod; *5* — coloană portelectrod; *6* — tobă pentru cablu; *7* — reductor pentru turaţie; *8* — cuplaj cu lanţ; *9* — tahogenerator; *10* — frînă electromagnetică; *11* — cuplaj cu inducţie; *12* — dispozitiv de cuplare a mişcării electrozilor; *13* — motor de acţionare



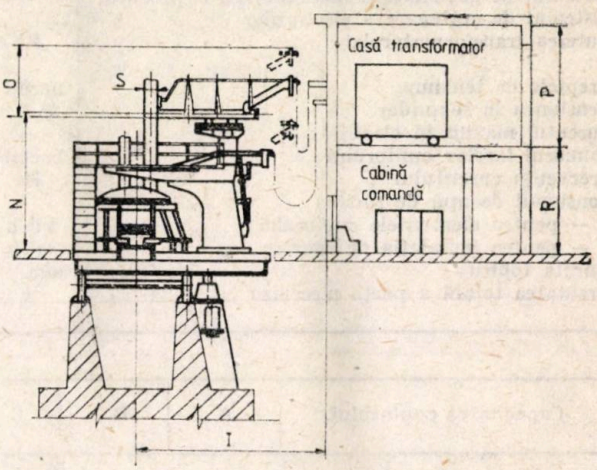


Fig. 2. Cuptoare electrice cu arc cu o capacitate de 50 şi 100 t

acţionare; dispozitivul de cuplare a mişcării electrozilor (cuplaj cu inducţie magnetică, frînă electromagnetică, tahogenerator, cuplaj cu lanţ, reductor de turaţie, tobă de cablu) şi instalaţia electronică de comandă.

IPROMET a întocmit detaliile pentru un stand de probe şi reglaj executat deja la I.M.G.Bucureşti, pe care s-au testat cu rezultate bune instalaţiile pentru cuptoarele de 50 t.

Reţeaua scurtă fixă şi flexibilă reprezintă conductorii dintre transformator şi electrozii de grafit, fiind realizată din plăci şi conductori de cupru răciţi cu apă.

Izolaţiile sînt asigurate prin sticlostratitex şi azbociment.

Transformatoarele electrice de 50 MVA pentru cuptoarele de 100 t, de 30 MVA pentru cuptoarele de 50 t şi de 13,5 MVA pentru cele de 20 t sînt proiectate şi executate de CIEZ — Craiova.

Tensiunea de alimentare poate fi 30 sau 35 KV.

Toate tipurile de transformatoare pot funcţiona cu o suprasarcină de 20% în timpul topirii pe o durată de 90 minute.

Caracteristicile sus-menţionate ale transformatoarelor situează cuptoarele de 50 şi 100 t pe treapta cuptoarelor de tip UHP.

Tabelul 1

Caracteristicile tehnice şi constructive ale cuptoarelor electrice

Denumirea parametrilor	Unitatea de măsură	Cuptor de 100 t	Cuptor de 50 t	Cuptor de 20 t
Capacitatea cuptorului :				
— nominală ;	t	100	50	20
— maximă	t	120	70	25
Diametrul interior al mantalei	mm	6400	5500	4400
Diametrul spaţiului de topire	mm	5480	4720	3598
Înălţimea spaţiului de topire	mm	1100	1050	850
Diametrul cercului de aşezare a electrozilor	mm	1600	1350	1150
Diametrul electrozilor	mm	600	500	450
Cursa electrozilor	mm	4785	4000	3000
Dimensiunile gurii de încărcare :				
— lăţime ;	m	1240	1000	790
— înălţime	m	1100	900	720
Cursa bolţii pe verticală	mm	400	400	400
Unghiul de rotire a bolţii	grade	56	54	78
Unghiul de înclinare a cuptorului :				
— pentru evacuarea oţelului ;	grade	42	42	42
— pentru evacuarea zgurei	grade	15	15	15
Sistemul de acţionare a mecanismelor cuptorului	—	hidraulic	hidraulic	hidraulic
Sistemul de acţionare a electrozilor		electromecanic	electromecanic	electromecanic
Puterea transformatorului	KVA	50.000+ 20%	30 000+ 20%	13500+ 20%
Treptele de tensiune	bucăţi	2×14	2×15	2×15
Tensiunea în secundar	V	610—171	460—150	330—135
Curentul maxim în electrod	A	64 000	50 500	28 189
Numărul fazelor cuptorului	bucăţi	3	3	3
Frecvenţa curentului	Hz	50	50	50
Consumul de apă de răcire :				
— pentru elementele cuptorului ;	m^3/h	310	160	65
— pentru instalaţia de epurare	m^3/h	450	260	180
Durata topirii	min	90—100	90	90
Greutatea totală a părţii mecanice	t	265	225	98

Tabelul 2

Capacitatea cuptorului, t	A	B	C	D	E	F	G	H	I
100	12 155	5 200	3 200	8 500	600	7 000	4 400	4 600	11 000
50	11 180	4 740	2 700	7 500	600	6 500	3 800	4 500	10 500

J	K	L	M	N	O	P	R	S
11 000	9 200	4 900	8 800	7 370	4 785	7 800	5 980	600
10 500	9 000	4 000	7 200	7180	4 000	6 500	5 700	500

Tabelul 3

Capacitatea cuptorului, t	A	B	C	D	E	F	G	H	I
20	8 235	5 235	2 250	6 600	600	10 100	5 600	4 100	9 000

J	K	L	M	N	O	P	R	S
10 400	8 200	6 000	6 000	5 325	3 000	5 000	5 000	450

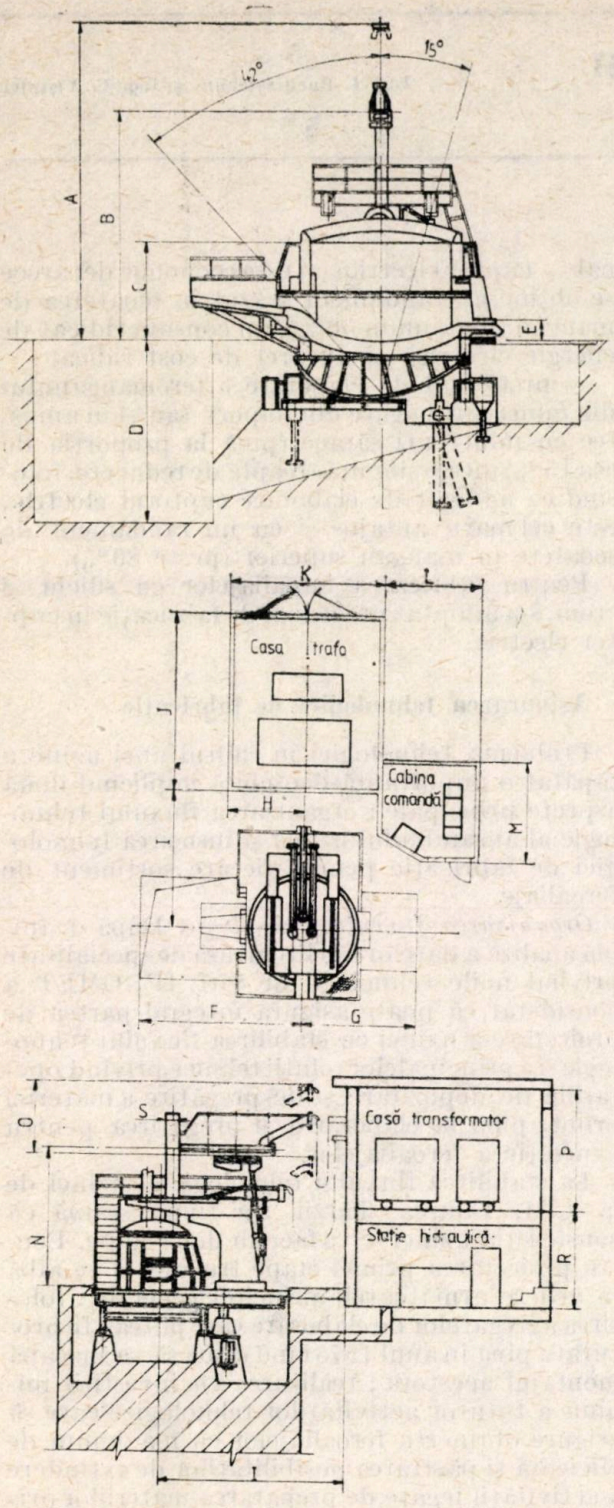


Fig. 3. Cuptoare electrice cu arc cu o capacitate de 20 t

Zidăria refractară. Pentru toate tipurile de cuptoare s-a adoptat zidăria bazică.

Întregul ansamblu, utilaj și echipamente asigură un înalt nivel de automatizare și semnalizare. Sînt prevăzute și echipamente auxiliare necesare creșterii productivității muncii, protecției mediului înconjurător și evitării avariilor în condiții de exploatare și întreținere normală. Astfel, se menționează : instalații de captare a gazelor arse din cuptor pentru a fi transportate în instalații de epurare ; instalații de insuflare a oxigenului prin ușă cu ajutorul lăncilor consumabile ; instalații de măsurare a temperaturii vetrei cuptorului cu semnalizare acustică a pericolului de perforare ; cabine de comandă cu izolație fonică ; instalații automate de sesizare și de stingere a incendiilor la transformatoare.

Caracteristicile tehnice și constructive ale cuptoarelor electrice sînt date în tabelele 1, 2 și 3 și în figurile 2, 3.

Considerații de exploatare și perspective

Începînd cu decembrie 1978, cînd a intrat în funcțiune la OE 2 — C.S. Hunedoara primul cuptor proiectat de IPROMET și executat în R.S. România, au intrat succesiv în funcțiune nouă cuptoare de 100 t la C.M. Cîmpia Turzii, C.S. Hunedoara, C.S. Călărași, C. O. S. Tîrgoviște și C.U.G. Iași.

Pînă în prezent, în condițiile de exploatare normale ale OE 2 — C. S. Hunedoara, OE 1 — C. M. Cîmpia Turzii și I.M.G.B București, cuptoarele electrice de 100 t și 50 t s-au dovedit a fi agregate de mare productivitate, robuste, cu largi posibilități de exploatare intensivă.

În prezent avîndu-se în vedere necesitatea perfecționării continue a performanțelor cuptoarelor electrice proiectate pentru creșterea productivității acestora, a reducerii consumurilor de energie electrică, a consumuriloe de materiale refractare și de electrozi, IPROMET prevede : înlocuirea zidăriei refractare de la pereți și de la boltă cu panouri răcite cu apă ; protejarea suprafeței exterioare a electrodului cu ajutorul unei perdele inelare de gaz inert (azot) și colaborarea cu C. M. Cîmpia Turzii și C.S. Hunedoara în vederea conducerii regimului electric al cuptoarelor cu ajutorul calculatoarelor de proces.

Secţii de feroaliaje proiectate de IPROMET pentru producţii de masă

Ing. I. Bucureşteanu şi ing. C. Vişinică

CZ : 669.15-198

Dezvoltarea impetuoasă a unor sectoare importante ale economiei, cum sînt : construcţia de maşini, industria chimică şi petrolieră precum şi industria aerospaţială, a stimulat creşterea producţiei de oţel în general şi mai ales a producţiei de oţeluri aliate, care reclamă un consum sporit de feroaliaje.

Obţinerea unor oţeluri cu indici superiori de calitate nu este practic posibilă fără utilizarea feroaialjelor, fapt pentru care producţia, consumul şi comerţul cu feroaliaje au cunoscut o dezvoltare susţinută în ultimele decenii.

S-a constatat că majoritatea ţărilor cu o industrie siderurgică dezvoltată au trecut la fabricarea de feroaliaje.

Problema fabricării feroaliajelor necesare consumului intern a fost studiată de IPROMET, începînd din anul 1961, în numeroase proiecte în care au fost analizate diferite procedee tehnologice de fabricaţie, legate în special de folosirea materiilor prime existente în R.S. România, precum şi amplasamentul optim al Uzinei de feroaliaje de la C.M. Tulcea.

Concluziile şi principalele probleme analizate se pot rezuma astfel :

Gama sortimentală a producţiei. Pornind de la experienţa în R.S. România privind cuarţitele şi unele minereuri de mangan, primele proiecte au abordat problema fabricării feroaliajelor cu siliciu şi mangan, ajungîndu-se la concluzia că fabricaţia acestora este oportună şi economică chiar dacă materia primă este folosită în compoziţia de încărcare numai parţial.

Necesarul tot mai mare de ferocrom şi lipsa de minereuri indigene au impus analiza fabricării acestuia din minereuri de import, ajungîndu-se la concluzia că fabricaţia de ferocrom cu aceste minereuri este avantajoasă din punct de vedere economic.

În afară de feroaliajele de bază s-a analizat şi problema fabricării feroaliajelor speciale, concluziile arătînd că sînt necesare în continuare cercetări pentru determinarea procedeelor optime.

Procedee de elaborare. Pornind de la cercetările ICEM pentru elaborarea feromanganului din minereu indigen şi analizînd comparativ diferitele procedee de elaborare, s-a ajuns la următoarele concluzii :

— procedeul clasic pentru fabricarea feromanganului din minereuri bogate prin reducerea acestora în furnal nu este economic, avînd un consum mărit de cocs şi un preţ de cost ridicat ;

— procedeul de reducere în două trepte prin care se puteau prelucra minereurile sărace (furnal + cuptor electric) nu este economic deoarece se obţine un randament scăzut în scoaterea de mangan (maximum 50%), un consum ridicat de energie electrică şi un preţ de cost ridicat ;

— procedeul de elaborare a feromanganului din minereuri bogate din import sau/şi în amestec cu minereuri sărace (pînă la proporţia de cca 15%) într-o singură treaptă de reducere, folosind ca agregat de elaborare cuptorul electric, este cel mai avantajos şi cu un randament de scoatere în mangan superior (peste 80%).

Pentru fabricarea feroaliajelor cu siliciu şi crom, s-a adoptat procedeul de fabricaţie în cuptor electric.

Asigurarea tehnologiei de fabricaţie

Problema tehnologiei în cadrul unei uzine a căpătat o importanţă deosebită implicînd două aspecte principale : organizarea fluxului tehnologic al ansamblului uzinei şi însuşirea tehnologiei de fabricaţie pentru fiecare sortiment de feroaliaje.

Organizarea fluxului tehnologic. După o amplă analiză a datelor din literatura de specialitate privind noile tehnologii de vîrf, IPROMET a considerat că poate asigura integral partea de proiectare a uzinei cu stabilirea fluxului tehnologic şi a principalelor soluţii tehnice privind operaţiile de depozitare şi de pregătire a materiei prime, pînă la elaborarea şi pregătirea pentru expediţie a feroaliajelor.

La stabilirea fluxului tehnologic al uzinei de la C.M. Cîmpia Turzii s-a ţinut seamă că construcţia uzinei se va face în două etape. Pentru proiectarea primei etape trebuie să se aibă în vedere următoarele principii generale : folosirea agregatelor de elaborare care puteau fi procurate pînă în anul 1975 cînd urma să se înceapă montajul acestora ; realizarea cu investiţii minime a tuturor activităţilor tehnologice care să asigure obţinerea feroaliajelor cu maximum de eficienţă şi păstrarea posibilităţilor de extindere a activităţii legate de prepararea materiilor prime şi de pregătire pentru expediţie a feroaliajelor.

În acest sens, în etapa I s-au adoptat soluţii care permiteau elasticitate maximă în tehnologia de fabricaţie, şi anume :

Pentru primirea materiilor prime din exterior s-a adoptat varianta de transport auto din portul mineralier pînă la platforma de depozitare din uzină, variantă care în perioada respectivă prezenta o economicitate sporită.

Depozitarea materiilor prime s-a făcut sub formă de stive, organizate pe platforme betonate neacoperite. Manipulările de stivuire și transport la dozare se vor face cu mijloace auto.

Pentru pregătirea materiilor prime nu s-au prevăzut instalații speciale, considerîndu-se că acestea vor fi procurate la granulațiile necesare în procesul tehnologic.

Pentru compunerea încărcăturii cuptoarelor s-a ales soluția de dozare în exteriorul secției de elaborare, cu transportul materialului dozat în buncărele de zi ale cuptoarelor.

Dozarea componenților de șarjă se face în porții, cu pilnii cîntar așezate pe doze tensiometrice, din care se descarcă pe bandă, simultan, formînd un *sandwich* din suprapunerea componenților respectivi.

Pentru elaborarea feroaliajelor prevăzute în etapa I — feromangan standard și ferosiliciu 75% — s-au adoptat 5 cuptoare de 16,5 MVA, circulare, cu cuvă rotativă, din care două bucăți, tip închis pentru FeMn și trei bucăți de tip deschis pentru FeSi.

Pentru turnarea feroaliajelor procedeul de bază a fost turnarea pe paturi de turnare organizate pe pardoseala halei din mărunt din sortimentul respectiv de feroaliaj. Acest procedeu se aplică pentru ferosiliciu și feromangan cu conținut mediu și redus de carbon, silicomangan și ferocrom.

În etapa a II-a de dezvoltare a uzinei, datorită capacității sporite de producție și a cantităților mari de materii prime manipulate s-au reconsiderat premisele pentru ansamblul uzinei, iar principalele fluxuri tehnologice și dotări sînt :

Fluxul depozitării și prelucrării materiilor prime cuprinde stația de primire cu un culbutor pentru descărcare a vagoanelor C.F. și un punct de descărcare a autocamioanelor care în perioada de reparație — întreținere a culbutorului preiau în trafic redus, față de cel normal, și descărcarea vagoanelor C.F. ; depozitul propriu-zis format din patru stive compartimentate pentru depozitarea specializată și selectivă a minereurilor, cocsului, cuarțitei și deșeurilor de lemn ; circuit de alimentare cu materii prime cuprinzînd transportoarele cu bandă care fac legătura între culbutor și depozit ; circuite de preluare din depozit, cuprinzînd buncărele de alimentare (care se încarcă cu autoîncărcătoare cu cupă), transportoare cu bandă amplasate în tranșee în lungul stivelor, tuneluri și stații de transbordare ; stații de sortare — concasare specializate pentru cocs, minereu de mangan și minereu de crom și stația pentru pregătirea strunjiturilor de oțel, dotată cu utilaje de sortare și sfărîmare.

Dozarea amestecului de șarjă se face, de asemenea, prin suprapunerea componenților pe bandă în *sandwich*, cîntărirea fiind asigurată de dozatoare gravimetrice cu bandă, amplasate în două stații de dozare specializate astfel : stația de dozare nr. 1 pentru feromangan standard și stația de dozare nr. 2 pentru ferocrom și ferosiliciu.

Circuitele de benzi sînt specializate pe sortimente de materii prime și feroaliaje.

Elaborarea feroaliajelor este diferențiată ca proces de fabricație și dozare de utilaje și echipamente pe sortimente de feroaliaje.

Cuptoarele adoptate corespund nivelului cel mai modern al tehnicii, garantînd o exploatare economică. Au următoarele capacități : două cuptoare de 33 MVA pentru feromangan standard ; un cuptor de 43 MVA pentru ferocrom standard și două cuptoare de 55 MVA pentru ferosiliciu 75%.

Turnarea feroaliajelor se face diferit, pe sortimente de feroaliaje și anume : ferosiliciul se toarnă pe paturi de turnare organizate pe pardoseala halei, din mărunt de ferosiliciu iar feromanganul și ferocromul se toarnă în prezent în lingotiere așezate pe pardoseala halei, urmînd ca din acest an să se aplice turnarea pe mașini de turnare tip carusel.

Pregătirea feroaliajelor pentru expediție cuprinde concasarea, sortarea și transportul acestora pe benzi în hala de expediție unde sînt depozitate pe sortimente și clase de granulație.

Concluzii

Pe baza experienței de exploatare acumulate pînă în prezent, pe baza cercetărilor și a documentării, a colaborării dintre Combinatul metalurgic Tulcea, ICEM și IPROMET, s-au prevăzut procedee și instalații tehnologice pentru sporirea eficienței de fabricație a feroaliajelor după cum urmează :

Elaborarea feromanganului prin metoda fără fondant. Se urmărește obținerea unei zgure cu cca 30% Mn utilizată la elaborarea silicomanganului, care, pe ansamblu duce la creșterea gradului de scoatere cu 2—5% Mn, ceea ce presupune o economie de minereu din import de cca 10 000 t/an, și la reducerea consumului de energie electrică cu cca 60 000 MWh/an, datorită îmbunătățirii funcționării cuptorului (mers mai liniștit, reducerea opririlor accidentale, etc.).

Valorificarea resurselor materiale secundare. Prin utilizarea zgurei manganoase atît în cadrul uzinei cît și ca materie primă la furnale, s-a proiectat și s-a realizat o instalație de prelucrare a zgurei la granulațiile necesare în proces prin utilizarea prafului cu conținut de mangan, rezultat în instalațiile de epurare, la obținerea de brichete cu peste 35% Mn care se reintroduc ca materie primă la elaborarea silicomanganului, realizîndu-se o economie de minereu de cca 15 000 t/an.

Prin valorificarea resurselor energetice secundare și a căldurii gazelor arse obținute la cele cinci cuptoare de mare capacitate din secția nr. 2, se realizează o economie de peste 70 000 tcc/an. În acest scop a fost realizată o instalație cu cinci cazane recuperatoare și un turboagregat SL 25 care vor asigura obținerea a: 100 000 Gcal/an abur de 8—13 ata și 240° C; 200.000 Gcal/an apă fierbinte; 70 000 MW h/an energie electrică.

În prezent sînt puse în funcțiune trei cazane recuperatoare iar celelalte două sînt în montaj și vor fi puse în funcțiune pînă în trimestrul IV 1987.

Prin intrarea în funcțiune a acestor instalații, Combinatul metalurgic Tulcea a devenit o unitate etalon pe ansamblul industriei, pentru modul de utilizare atît a produselor principale cît și a resurselor energetice și de materiale, asigurînd o eficiență maximă a fabricației de feroaliaje.

REVISTA REVISTELOR

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 4, 1987

Societatea New Jersey Steel face eforturi de a deveni producătorul de oțel beton la costurile cele mai reduse, p. 13—Coeficientul ridicat de recuperare a căldurii la arzătoarele regeneratoare, p. 20 — Vibrația convertizorului cu insuflarecombinată, p. 25— Experiențe cu un sistem computerizat cu predicție de întreținere, p. 31 — Sistem dinamic de control al răcirii prin stropire pentru turnarea continuă, p. 34 — Sisteme pentru valorificarea curățării gazului de furnal, p. 39 — Uleiuri sintetice cu ceață: experiența laminoarelor, p. 43 — Sistem prezentat la întîlnirea de la Pittsburgh a Societății AISE, p. 47 — Situația actuală a siderurgiei, p. 50 — Cutii de conserve și conteinere — tendințe și dezvoltări, p. 53.

Giessereitechnik, R.D.G., nr. 8, 1987

Posibilități de formare și perfecționare profesională în vederea introducerii automatizării în turnătoriile uzinei TU Otto von Guericke, Magdeburg, p. 235 — Înregistrarea datelor de proces în turnătorii, p. 239 — Utilizarea calculatoarelor personale în turnătorii — concepții generale și prime experiențe practice, p. 244 — Programarea secvențială la instalațiile de formare total automatizate în scopul fabricării formelor fără cutii distribuite vertical, p. 246 — Comanda de fabricare cu EDIDAS 1600 — o contribuție la rezolvarea problemelor CAD/CAM din turnătoriile nespecializate. p. 252 — Utilizarea tehnicii calculatoarelor de birou (KC 85/2) la cercetarea tehnologică în vederea soluționării problemelor de tratament termic, p. 254 — Posibilități pentru conducerea productivă a controlului de proces pentru procedeele de turnare sensibile cu flexibilitate înaltă, p. 257 — Instalații de turnare fabricate în R. P. Chineză, p. 261.

Giesserei, R.F.G., nr. 18, 1987

Raport privind călătoria de documentare din anul 1987. Partea 1. Perspectivele favorabile ale expoziției CASTEXPO '87 din St. Louis, p. 529— Posibilități de raționalizare, mecanizare și automatizare în secția de finisare cu considerarea deosebită a condițiilor din secțiile mici și medii, p. 539— Controlul radiografic ca mijloc de asigurare a calității la producția în serie a pieselor turnate din aliaje ușoare, p. 544 — Sisteme centrale de aspirare pentru turnătorii, p. 549— Sinteză bibliografică anuală asupra metodelor și instalațiilor de curățare (urmare 24), p. 556.

Giesserei, R.F.G., nr. 19, 1987

Noi posibilități pentru mărirea siguranței în exploatare a cuptoarelor cu creuzet cu frecvență de rețea, p. 571 — Determinarea proceselor de control al vitezei de reacție a eroziunii accelerate a căptușelii cuptoarelor cu creuzet pentru elaborarea fontelor. Partea 1, p. 576 — Reducerea consumului de combustibil la topirea în cuptorul cu tambur rotativ, p. 582 — Sinteză bibliografică anuală asupra turnării aliajelor ușoare în nisip și în cochilie. Partea a 3-a: topire, turnare, tehnologie (urmare 24), p. 588.

Ing. Gh. Braniște și ing. P. Stănescu

Valorificarea zgurelor de oțelărie

CZ : 669.046.58

Cantitățile de zgură rezultate în oțelării s-au estimat pe baza următoarelor producții specifice : la oțelăriile SM — 140 kg zgură/t oțel ; la oțelăriile cu convertizoare LD — 120 kg zgură/t oțel și la oțelăriile electrice — 50 kg zgură/t oțel.

În tabelul 1 sînt prezentate valorile compoziției chimice medii a zgurelor de la C. S. Reșița, C. S. Hunedoara și C. S. Galați.

Tabelul 1

Compoziția chimică medie a zgurelor de oțelărie

Componenții	LD—C.S.G.	OSM—C.S.H.	OSM—C.S.R.
Fe (total)	19,24	14,23	12,09
Fe	18,53	13,18	11,3
FeO — mat.	0,71	1,05	0,79
FeO	17,35	13,26	12,14
Fe_2O_3	7,14	4,05	2,61
CaO	15,97	42,20	43,41
SiO_2	15,58	16,61	19,26
Al_2O_3	1,54	4,49	4,32
MgO	3,00	9,87	12,08
MnO	7,00	6,44	4,07
P_2O_5	1,52	1,26	0,96
Mn	5,39	4,96	3,13
P	0,67	0,55	0,42
S	0,075	0,169	0,111
CaO/SiO_3	2,95	2,54	2,25
$\frac{CaO+MgO}{SiO_3+Al_2O_3}$	2,86	2,47	2,35

Din aceste analize rezultă variația componenților care urmează să fie utilizați prin valorificarea zgurelor și anume :

— Fe (total) = 12 — 19% (la oțelărie, furnale, aglomerare)

— Mn = 3 — 5,4%

— CaO + MgO = 49 — 53,5% (în agricultură ca îngrășăminte calcaroase și fosforoase)

— P = 0,42 — 0,67%

— SiO_2 = 15 — 20%

Instalații pentru valorificarea zgurelor de oțelărie. Instalațiile pentru valorificarea zgurelor de oțelărie (curente) au fost concepute de IPROMET pe baza experimentărilor și concluziilor din studiul elaborat de ICEM, urmărind să se realizeze următoarele :

Deferizarea zgurei prin recuperarea metalului liber separabil magnetic, în mai multe etape (trepte) care succed unor operații de sfărîmare și concasare a zgurei, operații în timpul cărora se eliberează din masa zgurei grăunți metalici. Acest metal se utilizează în șarja oțelăriilor.

Reciclarea fracțiilor sortate de zgure feroase în funcție de dimensiuni și conținut de fier : la aglomerare (0 — 10 mm cu cca 40% Fe) și la furnale (10 — 50 mm cu cca 50% Fe).

Această reciclare este limitată de nivelul admis în acumularea fosforului care trece din zgură în fonta și în oțelul rezultate.

Calculele făcute pentru compoziția chimică a materiilor prime din R. S. România au dus la concluzia că pentru a nu se depăși limitele admise ale conținutului de fosfor (0,15% în fontă și 0,03% în oțel) cantitatea maximă de zgură feroasă reciclată la furnal și la aglomerare nu trebuie să depășească 56 kg/t aglomerat.

Dacă se utilizează zgură feroasă sub această limită se obțin însemnate reduceri și economii de materii prime, care depășesc ca efect și valoare creșterile care apar în altă direcție. De exemplu, la elaborarea fontei cu un adaos de 55 kg zgură feroasă LD/t fontă în șarja aglomerării rezultă următoarele : reducerea consumului de minereu de mangan cu 11,12 kg/t fontă, de aglomerat cu 19,06 kg/t fontă, de calcar cu 38,42 kg/t fontă și de cocs mărunt la aglomerare cu 2,47 kg/t fontă ; creșterea cantității de zgură la furnal cu 5,19 kg/t fontă și micșorarea indicelui de scoatere a fontei cu 0,13%.

Zgura deferizată se sortează iar fracțiile rezultate se utilizează în agricultură (ca amendament) sau în construcții de drumuri, baraje, platforme, după ce s-au luat măsuri de limitare a CaO liber la cca 3% sau de îmbătrînire naturală, pentru a elimina efectul de expansiune a zgurei, ca urmare a hidratării acestui component.

Experimentările au arătat că, depășind limita de 3%, CaO hidratează repede și poate provoca schimbări ale volumului zgurei de pînă la 10% într-o perioadă de numai cîteva săptămîni, fapt care ar afecta rezistența și stabilitatea construcțiilor în care s-ar încorpora astfel de zgure.

Instalația de valorificare a zgurelor curente de oțelărie de la Hunedoara (fig. 1), care a intrat în funcțiune în 1983, are o capacitate de prelucrare de 470 000 t zgură/an și a fost proiectată în conformitate cu considerentele și principiile arătate mai sus. Fluxul tehnologic, succesiunea operațiilor și balanța materialelor vehiculate prin instalație sînt prezentate în schema tehnologică din figura 2.

Zgura lichidă sosește de la oțelărie în oala transportată pe vagoane de cale ferată și prin bascularea oalelor este deversată în groapa estacadei, unde este răcită cu apă și sfărîmată cu bila de oțel acționată de podul rulant cu electromagnet sau cu excavatorul echipat cu ciocane hidraulice.

Bucățile mari metalice, în principal scoarțele cu 80 — 90% Fe sînt preluate cu electromagnetul podului rulant sau al macaralelor pe șenile și trimise spre depozitul de fier vechi al oțelăriei.

Zgura sfărîmată sub 250 mm care a rămas pe estacadă se încarcă cu graifărele podurilor rulante sau cu autoîncărcătoare cu cupă în buncărele de expediție spre stațiile de prelucrare.

În stația de prelucrare I are loc o primă separare magnetică a particulelor metalice (0 — 250 mm) cu un conținut de 80 — 90% Fe, urmată de concasarea zgurei sub 100 mm.

În stația de prelucrare II, se separă magnetic particulele metalice 0 — 100 mm, după care restul de zgură se concasează sub 50 mm.

În stația de prelucrare III, zgura de 0 — 50 mm se ciuruie în fracții de 0 — 10 mm și 10 — 50 mm din care se separă magnetic zgura feroasă.

Transportul zgurei între stațiile componente ale instalației se realizează pe circuite prevăzute cu transportoare cu bandă.

Cele patru sorturi de zgură rezultate sînt depozitate în buncărele de expediție de unde sînt trimise spre consumatori.

Conform proiectului, cantitățile de zgură prelucrată și produsele obținute sînt cele prevăzute în tabelul 3.

Pe baza acelorași principii, IPROMET a elaborat proiecte pentru valorificarea zgurelor de oțelărie de la C. S. Galați, C. S. Reșița, C. S. Călărași, C. O. S. Tîrgoviște și C. M. Cîmpia Turzii. Instalația de la C. S. Galați a intrat în funcțiune în anul 1985, cu următorii indicatori globali :

— 1 100 000 t/an zgure prelucrate ;
— 15 000 t/an — 90% Fe scoarțe ;
— 35 000 t/an — 80% Fe scoarțe și bucăți metalice ;
— 160 000 t/an — 0 — 10 mm la aglomerare 40% ;
— 240 000 t/an — 10 — 50 mm la furnale ;
— 258 200 t/an — 0 — 10 mm — deferizată și
— 371 800 t/an — 10 — 50 mm — deferizată.

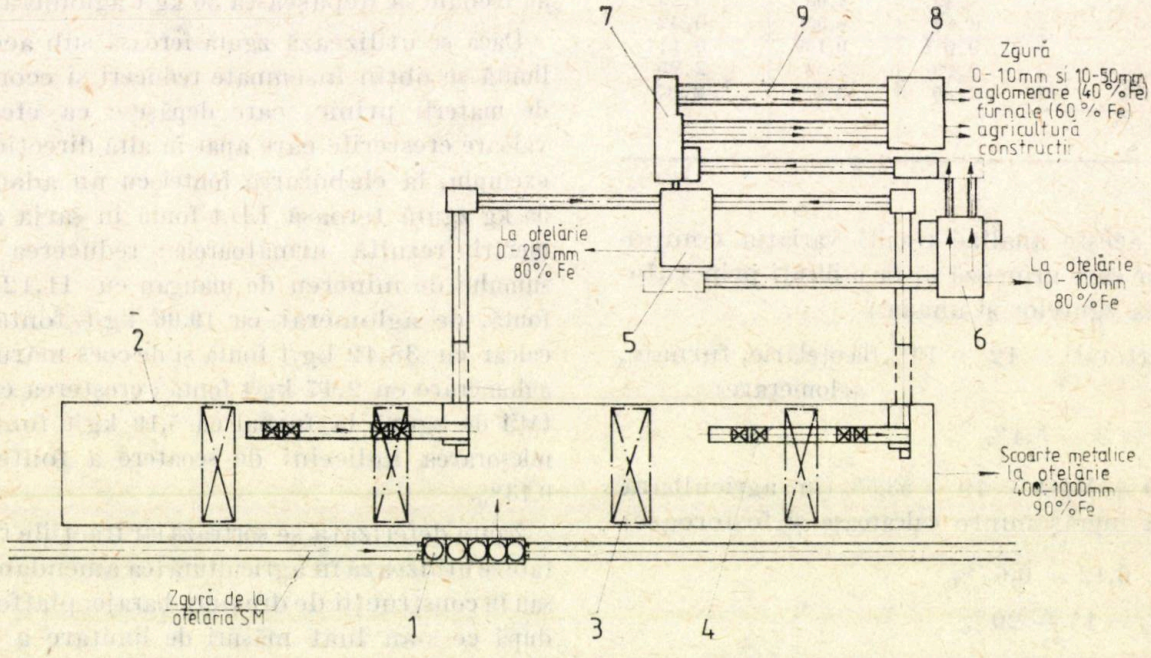


Fig. 1. C.S.H. — Instalația de valorificare a zgurelor de oțelărie. Plan de prezentare : *1* — garnitura vagoanelor cu oale de zgură ; *2* — estacada și zdrobitorul de zgură ; *3* — poduri rulante cu graifăr și electromagnet ; *4* — buncăre de primire a zgurei sfărîmate ; *5* — SP I — stația de prelucrare I ; 6 — SP II — stația de prelucrare II ; *7* — SP III stația de prelucrare III ; *8* — buncăre de expediție a zgurei sfărîmate ; *9* — circuite de transport pe bandă

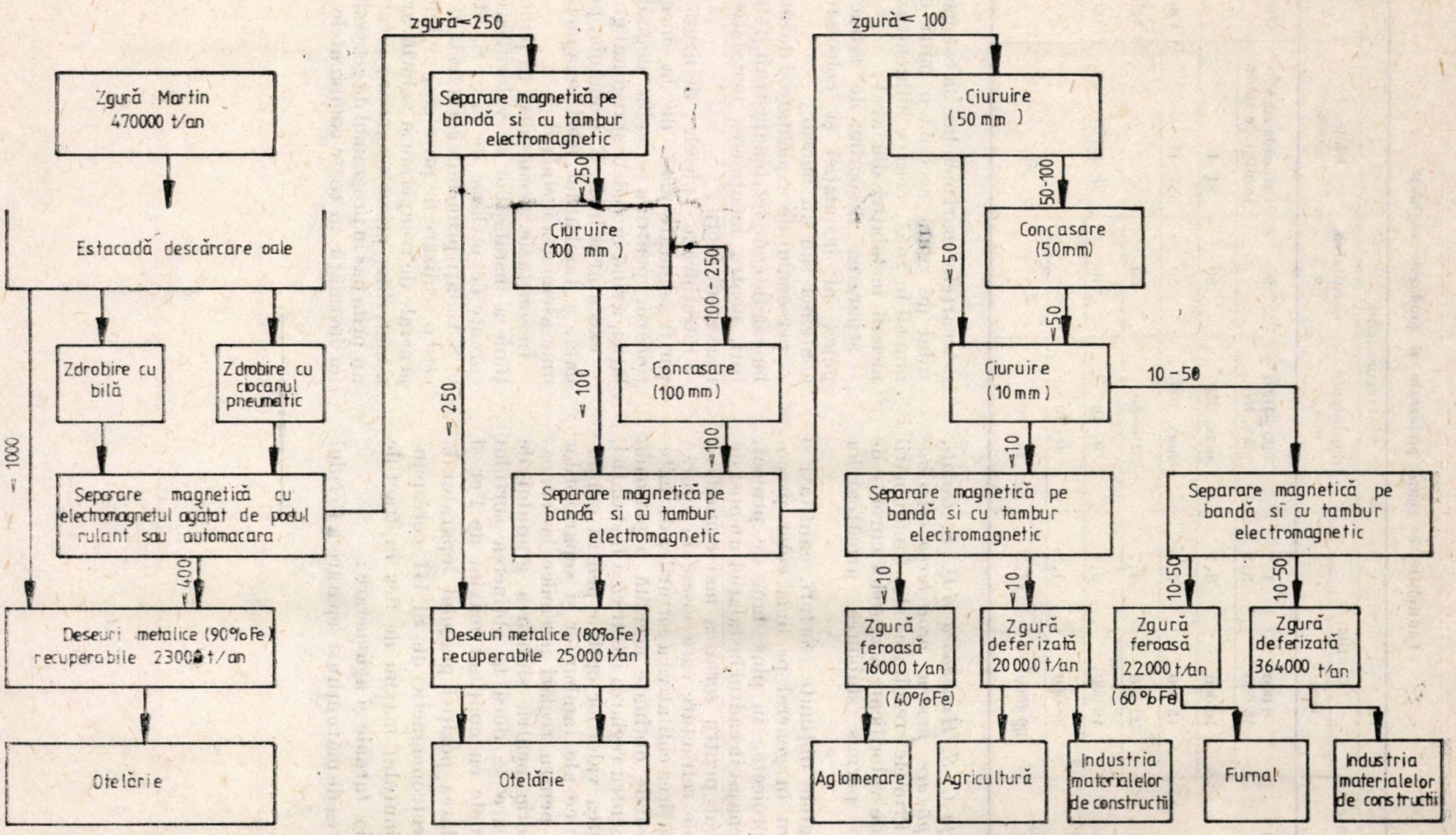


Fig. 2. C.S.H. — Instalația de valorificare a zgurelor. Schema tehnologică

Tabelul

Cantitățile de zgură prelucrate și produsele obținute

Zgure intrate	Zgure ieșite					
	Cantitatea		Dimensiunea, mm	Cantitatea, Fe %	Unde se produce	Destinația
	t/an	%				
470 000 100%	8 000 15 000	1,7 3,2	500±1000 max. 400	90	Estacada zdrobitorului de zgură	Oțelărie
	10 000	2,1	max. 250	80	SP I	
	15 000	3,2	max. 100	80	SP II	Furnale
	22 000	4,7	10—50	60		Aglomerare
	16 000	3,4	0—10	40	SP III	Agricultură și construcții
	20 000	4,3	0—10	—		
	36 4000	77,3	10—50	—		

Experiența C. S. Hunedoara și C. S. Galați, punct de plecare pentru proiectarea celorlalte instalații. Primele rezultate ale funcționării instalației de valorificare a zgurelor curente de oțelărie au permis stabilirea următoarelor concluzii :

— rezultatele obținute (sorturi, cantități și calități) sînt în general pe linia celor preconizate în proiecte ; în plus față de proiect, secția a amenajat în cadrul instalației un post de lucru eficient pentru sortarea mai comodă a deșeurilor de refractare care sosesc în zgură ;

— îmbunătățirea calitativă a sorturilor de materiale refolosibile obținute necesită o perioadă mai lungă pentru reglarea electrică a instalației, prin stabilirea valorilor optime pentru cîmpurile magnetice ale tamburilor și separatorilor cu bandă, pentru reglări mecanice la concasorul giratoric pentru stabilirea gradului de măcinare care să ducă la obținerea sortului pentru furnale cu conținut maxim de fier și pentru reglarea poziției pragului separator la tamburii electromagnetici din SP III, corespunzător conținutului maxim de fier în fracțiile feroase de la furnale și aglomerare ;

— activitatea de mărunțire și separare a fierului și scoarțelor mari metalice la estacada zdrobitorului de zgură necesită o bună organizare a muncii în zonă, ceea ce influențează hotărîtor mersul instalației din aval ;

— separarea deșeurilor de refractare într-un punct al instalației și colectarea într-un conteiner sau un buncăr ;

— personalul de exploatare și de întreținere trebuie să fie complet, bine instruit și stabilit pe posturi, pentru menținerea instalației la nivelul necesar de lucru ;

— întreținerea, piesele de uzură și schimb vor fi asigurate încă de la începutul funcționării, pentru a se evita degradarea instalației, avînd în vedere și regimul greu de lucru ;

— executarea în R. S. România, pentru prima dată, a tamburilor electromagnetici, necesari unor asemenea instalații.

În concluzie, se consideră că punerea în funcțiune a instalațiilor de valorificare a zgurelor curente de oțelărie de la C. S. Hunedoara și C. S. Galați, primele de acest fel în R.S. România este o realizare de prestigiu, pe linia căutărilor generale de recuperare și valorificare superioară a materiilor prime secundare și care constituie un prim pas în programul de generalizare a acestor instalații în toate combinatele siderurgice.

Ing. S. Șerbotei

Noi materiale refractare pentru industria metalurgică

CZ : 666.76 :669

Solicitările termice, chimice și mecanice mai intense, la care sînt supuse materialele refractare care alcătuiesc ansamblul zidăriei oalelor de turnare, au dus la necesitatea înlocuirii sistemului de închidere de tipul bară-dop imersat în baia de metal topit, cu un dispozitiv montat în afara oalei.

În paralel, a fost necesară fabricarea unor produse noi, specifice turnării continue și anume : căptușeli pentru distribuitor, tuburi de imersie și închizătoare monobloc.

Sistemul de închidere cu sertar culisant a cunoscut o evoluție spectaculoasă, utilizarea lui extinzîndu-se rapid pe plan mondial.

Odată cu punerea la punct a instalațiilor mecanice a fost necesară cercetarea corespunzătoare în domeniul refractarelor pentru a se asigura materialele cele mai potrivite performanțelor de care este capabil noul sistem.

În R. S. România au fost efectuate studii de către Centrul de cercetare și proiectare pentru produse refractare și abrazive — Brașov, în colaborare cu Institutul de cercetări metalurgice — București, în urma cărora s-a creat posibilitatea fabricării tuturor pieselor care alcătuiesc ansamblul refractar al închizătorului cu sertar.

Linia tehnologică de la Întreprinderea de produse refractare „REAL" Pleașa — Ploiești, realizată pe baza unui proiect al IPROMET, constituie materializarea practică a cercetării și proiectării românești în acest domeniu.

Caracteristicile produselor refractare care alcătuiesc ansamblul închizătorului cu sertar culisant trebuie să fie diferențiate în funcție de o serie de factori ca : tipul oțelului care se toarnă ; temperaturadeturnare ; durata turnării și capacitatea oalei.

Pentru a se asigura o durabilitate cît mai mare a întregului ansamblu, este necesar ca materialele refractare utilizate să fie alese în concordanță cu intensitatea solicitărilor termice și mecanice la care este supusă fiecare piesă.

Experiența a dovedit că pentru plăcile de glisare se pot utiliza refractare mulitice, mulitocorindonice, magnezitice sau zirconice, în funcție de factorii prezentați anterior.

În prezent, oțelăriile din R. S. România utilizează cu succes plăci de glisare corindonice impregnate sau neimpregnate realizate la Intreprinderea de produse refractare „REAL" Pleașa — Ploiești, produse care au dovedit performanțe la nivelul celor mai înalte exigențe pe plan mondial.

Caracteristicile chimice și fizico-mecanice asigură o comportare corespunzătoare a plăcii glisante la eforturile date de presiunea coloanei de oțel lichid și de variațiile bruște de temperatură create în timpul ciclurilor de închidere-deschidere a jetului de oțel topit.

Orificiile de scurgere (superior și inferior), avînd rolul de dirijare a jetului de oțel, sînt supuse unor coroziuni intense. Materialele refractare din care se fabrică aceste piese pot fi șamote cu peste 60% Al_2O_3. Atunci cînd se toarnă oțeluri aliate sau cu un conținut ridicat de mangan, precum și în cazul temperaturilor de lucru de peste 1 600°C, se impune utilizarea refractarelor mulitocorindonice sau corindonice, de același tip cu cele folosite pentru plăcile de glisare.

Suportul orificiului este piesa care se înglobează în zidăria fundului oalei de turnare. Se fabrică din materiale refractare rezistente la uzură.

Distribuitoarele pentru turnarea continuă a oțelului sînt oale intermediare cu format rectangular, avînd capacități de 5 — 25 tone.

Căptușirea lor se face cu un strat de produse refractare, dense, cu 60 — 85% Al_2O_3, protejate prin tencuire cu mase monolitice. În acest sistem, distribuitorul trebuie încălzit înaintea fiecărei turnări iar tencuiala refăcută după una sau trei turnări. Durabilitatea zidăriei este de 4 — 12 șarje.

În zona de impact a jetului de oțel cu fundul distribuitorului se montează o placă refractară superdensă corindonică sau magnezitică, fasonată prin presare izostatică.

În prezent, a cunoscut o extindere rapidă un nou sistem de protejare a zidăriei dense. Este vorba de utilizarea plăcilor termoizolatoare silicioase care se montează pe pereții și pe fundul distribuitorului la începutul fiecărei turnări. Preîncălzirea nu mai este necesară, durabilitatea căptușelii dense crește la peste 100 de turnări.

Plăcile termoizolatoare sînt prevăzute pe contur cu sisteme de îmbinare de tipul „coadă de rîndunică", asamblarea făcîndu-se uscat. Se utilizează chit refractar numai pentru etanșarea colțurilor și a eventualelor muchii deteriorate în timpul manipulărilor.

Între zidăria densă și plăcile termoizolatoare se introduce o umplutură de nisip de doi, trei cm care împiedică aderența între cele două straturi și permite îndepărtarea rapidă a resturilor de plăci după terminarea fiecărei turnări.

Tuburile de imersie sînt piese refractare cilindrice, evazate la partea superioară, prevăzute cu unul sau două orificii la partea inferioară, cu dimensiuni diferite în funcţie de tipul instalaţiei de turnare la care se utilizează. Lungimile sînt de 300 — 800 mm, grosimile pereţilor de 12 — 25 mm iar diametrele interioare de 35 — 75 mm.

Tuburile de imersie se montează la orificiile distribuitoarelor, avînd rolul de dirijare a oţelului spre cristalizor şi de protecţie împotriva oxidării.

La turnarea oţelurilor cu conţinut scăzut de mangan, a oţelurilor calmate cu aluminiu, de ambutisare adîncă, se utilizează tuburi de imersie fabricate din silice amorfă topită. Tuburile din silice amorfă, avînd rezistenţa foarte bună la şoc termic, nu necesită preîncălzire înaintea turnării.

Pentru turnarea oţelurilor cu conţinut ridicat de mangan, a oţelurilor inoxidabile şi a oţelurilor pentru tablă groasă se folosesc tuburi de imersie fabricate din materiale aluminoase cu adaos de grafit, fasonate prin presare izostatică şi arse în atmosferă protectoare.

Înainte de începerea turnării este necesară preîncălzirea tuburilor de imersie.

Experimentările efectuate în fază semiindustrială la I.P.R. „REAL" Pleaşa — Ploieşti au dus la obţinerea unor tuburi de imersie comparabile cu cele furnizate de firme de renume mondial.

Punerea în funcţiune la I.P.R. „REAL" Pleaşa — Ploieşti a liniei tehnologice proiectate de IPROMET va crea posibilitatea înlocuirii treptate a tuburilor de imersie din import, cu echivalentele lor indigene.

Închizătoarele monobloc sînt produse refractare fabricate din mase mulitografitice, cu caracteristici asemănătoare cu cele ale materialelor folosite pentru tuburile de imersie şi au lungimi de 1 300 — 1 400 mm şi diametre de pînă la 200 mm.

Se utilizează pentru închiderea şi deschiderea orificiilor distribuitoarelor la turnarea continuă a oţelului.

Din cele prezentate în lucrare se poate desprinde concluzia că nivelul tehnic al fabricaţiei de refractare a înregistrat progrese simţitoare în ultimele decenii, în directă legătură cu evoluţia explozivă a tehnologiilor de vîrf din domeniul elaborării oţelului.

În R.S. România, prin contribuţia cercetătorilor, proiectanţilor şi întreprinderilor producătoare, a fost posibil să se ţină pasul cu realizările obţinute pe plan mondial, astfel încît într-un viitor apropiat să se execute în producţia românească toate tipurile de produse refractare care se mai importă în prezent.

REVISTA REVISTELOR

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 1, 1987

Turnarea sleburilor la firma Rouge Steel, p. 33 — Cuptor electric cu arc cu curent continuu cu un singur electrod la firma Florida Steel, p. 42 — Transportoare cu autoridicare la firma Dofasco, p. 46 — Sisteme de răcire secundară pentru instalaţiile de turnare a sleburilor : de la răcirea cu aer la turnarea uscată, p. 51 — Model de transfer de căldură la canalul de fum al cuptoarelor înalte de cocsificare, p.56 — Firma Stelco şi piaţa nordamericană a oţelului, p. 65 — Oţel de calitate superioară produs la Granite City, p. 74 — Firma Gladwin extinde activitatea de service în domeniul instalaţiilor de turnare, p. 76.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 2, 1987

Progrese în industria siderurgică din S.U.A. şi Canada în 1986, p. 11 D1 — O nouă tehnologie de aprindere prin impulsuri îmbunătăţeşte productivitatea şi economiseşte energia, p. 25 — Modernizarea oţelăriei cu cuptor electric a societăţii Hylsa, p. 31 — Dezvoltarea şi aplicarea liniei de galvanizare de dimensiuni reduse la Societatea Lysaght, p. 36 — Instalaţia de turnare cu curea dublă Hazelett, p. 41 — Problema importurilor de oţel, p. 47 — Dezvoltarea industriei siderurgice chineze, p. 51 — Instalaţia firmei Bethlehem transformă blumuri de 8 t în şine de 80 ft, p. 54 — Linie de decapare şi laminor tandem cuplate la firma Clecim, p. 55.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 3, 1987

Societatea Laclede — un producător de oţeluri speciale, p. 13 — Sistem distribuit de control al procesului pentru cuptoarele de reîncălzire a blumurilor, p. 23 — Laminarea pe laminor universal a şinelor — situaţia actuală a acestei tehnologii, p. 25 — Laminarea continuă cu coronament variabil, p. 32 — Conferinţa AISE din primăvara anului 1987, p. 42 — Date asupra burselor canadiene acordate de organizaţia AISE, p. 68 — Proiectul în valoare de 50 mil. $ de la societatea Bethlehem se apropie de sfîrşit, p. 69 — A doua maşină de turnare continuă dată în funcţiune la Societatea Hoogovens, p. 71 — Întîlnirea de la Detroit a organizaţiei AISE, pusă la punct de Societatea Rounge, p. 77 — Participarea a 200 de persoane la întîlnirea de la Pittsburgh a organizaţiei AISE, p. 78.

Iron and Steel Engineer, S.U.A. nr. 5, 1987

Metodă de control al formei pentru laminoarele de benzi continue, p. 13 — Un nou sistem de elaborare a cocsului, p. 18 — Corectarea înclinării suprastructurii furnalului, p. 28 — Calidus : Un nou concept pentru încălzirea prin inducţie a metalelor lichide, p. 33 — Controlul cuptoarelor de încălzire cu ajutorul calculatorului. Comparaţia metodelor utilizate şi a aplicaţiilor, p. 37 — Utilizarea tehnologiei actuale n oţelăriile cu cuptoare electrice cu arc, p. 43 — O nouă tehnologie dezvoltată de firma Schloemann-Siemag AG pentru turnarea sleburilor subţiri, p. 51.

Ing. C. Roşca

Fabricarea granulelor abrazive de carbură de siliciu

CZ : 621.921 :546.28

Activitatea de cercetare-proiectare desfăşurată în ultimii zece ani a urmărit alegerea tehnologiei adecvate, care să ducă la obţinerea calităţii necesare granulelor abrazive, şi problemele legate de energie, precum şi procesul electrotermic de fabricaţie, avîndu-se în vedere că valoarea energiei electrice consumate reprezintă 30—40% din preţul de cost al produsului brut.

Aspecte tehnologice

Tehnologia prevăzută la Întreprinderea „9 Mai" — Turda se bazează pe obţinerea carburii de siliciu brute în cuptoare electrice mobile cu capacităţi de 7 — 9 t/şarjă şi puteri de peste 3 000 kW, cu randamente de 45 — 55%.

Calitatea materiilor prime principale —nisipul cuarţos şi cocsul de petrol — trebuie să satisfacă următoarele valori limită :

— nisipul cuarţos : SiO_2 —minimum 98,5% ; Al_2O_3 — maximum 0,4% ; Fe_2O_3— maximum 0,2% ; CaO — maximum 0,2% ;

— cocsul de petrol : cenuşă — maximum 0,6% ; S — maximum 0,8% ; materii volatile — maximum 11% ; umiditate maximă 2%.

După o sortare prealabilă şi prelucrare în vederea aducerii la dimensiunile granulometrice corespunzătoare, materiile prime sînt dozate în cîntare cu capacitate de 1 000 kg şi apoi amestecate în amestecătoare intensive.

Şarja astfel obţinută, împreună cu rumeguşul şi materialele recirculate ca şarja veche şi grafitul, este însilozată într-o baterie de buncăre care aparţine instalaţiei de încărcare a cuptoarelor mobile.

După încărcare, cuptoarele sînt aduse în hala de reacţie cu ajutorul transbordorului de 170 t, unde fiecare cuptor este cuplat la un transformator monofazat prevăzut cu reglajul automat al tensiunii sub sarcină de la 240 la 360 V, utilizîndu-se curenţi de pînă la 13 000 A.

După terminarea reacţiei, urmează faza de răcire controlată a cuptoarelor, apoi desfacerea şi descărcarea în spaţii amenajate astfel ca operaţiile de sortare a bulgărilor de carbură brută să se facă mecanizat.

După o prealabilă sfărîmare şi concasare, bulgării de carbură brută sînt trimişi în hala de granulare şi spălare chimică, unde, în recipienţi de construcţie specială, sînt eliminate impurităţile de grafit, silice şi oxizii de fier cu ajutorul soluţiilor de sodă şi acid sulfuric, utilizîndu-se barbotarea cu abur şi aer comprimat. Urmează apoi uscarea, sortarea şi deferizarea granulelor în instalaţii prevăzute cu mai multe linii de site oscilante de construcţie specială şi separatoare electromagnetice cu 1 —3 tamburi.

O parte din granule sînt trimise la depozitul de produse finite unde are loc încărcarea lor în saci de hîrtie şi plastic, iar o altă parte sînt transportate în hala micropulberilor unde sînt supuse unui proces de măcinare avansată, spălare chimică şi sortare prin levigare.

În această instalaţie se pregătesc şi se sortează granulele de micropulberi de carbură de siliciu neagră şi verde cu dimensiuni cuprinse între M40 şi M5 (320 — 900).

O problemă care a fost supusă numeroaselor studii şi încercări este stabilirea profilului transversal al halei de reacţie, care trebuia să ofere o ventilaţie bună a spaţiului de lucru şi să asigure o protecţie corespunzătoare elementelor de rezistenţă a structurii de beton şi de metal a halei.

Pornind de la reacţia de bază :

$$SiO_2 + 3\,C = SiC + 2\,CO - 528\ Kj$$

şi de la măsurătorile efectuate în secţia existentă de la Carbochim — Cluj-Napoca s-a constatat că valorile vitezei granulelor cu dimensiunile cuprinse între 0,01 şi 10^3 μ, care sînt antrenate de curenţii ascendenţi de aer datorită ventilaţiei naturale şi a convecţiei, sînt cuprinse între limitele 0,25 şi 1,4 m/s.

Pe baza acestor valori s-a determinat profilul transversal al halei de reacţie, care se prezintă în figura 1, existînd relaţia $\frac{H}{L} = 0{,}66 - 0{,}70$.

Aspecte energetice

Pentru alimentarea cu energie electrică a cuptoarelor cu rezistenţă s-a analizat atît varianta de alimentare în curent continuu cît şi alimentarea în curent alternativ de 50 Hz.

Alimentarea în curent continuu s-a utilizat la primele cuptoare industriale pentru fabricarea carburii de siliciu, folosindu-se grupuri convertizor — motor generator, cu randamente de cca 0,7. Sistemul a fost abandonat un timp, găsindu-şi apoi aplicare în alte industrii unde se utilizează cuptoare electrice de mare putere prevăzute cu transformatoare cu redresori de siliciu, cu randamente ridicate, prezentînd, în acest caz, următoarele avantaje : factor de pu-

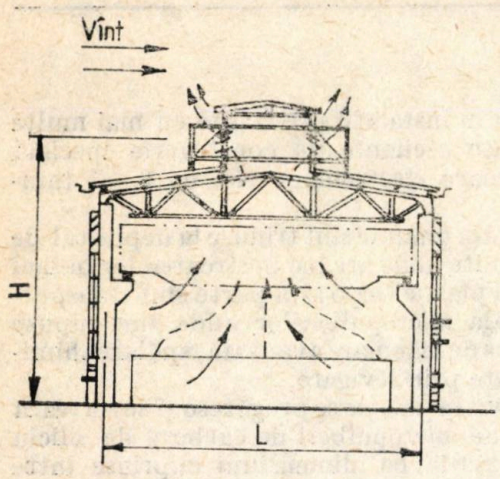


Fig. 1. Secțiunea transversală în hala de reacție

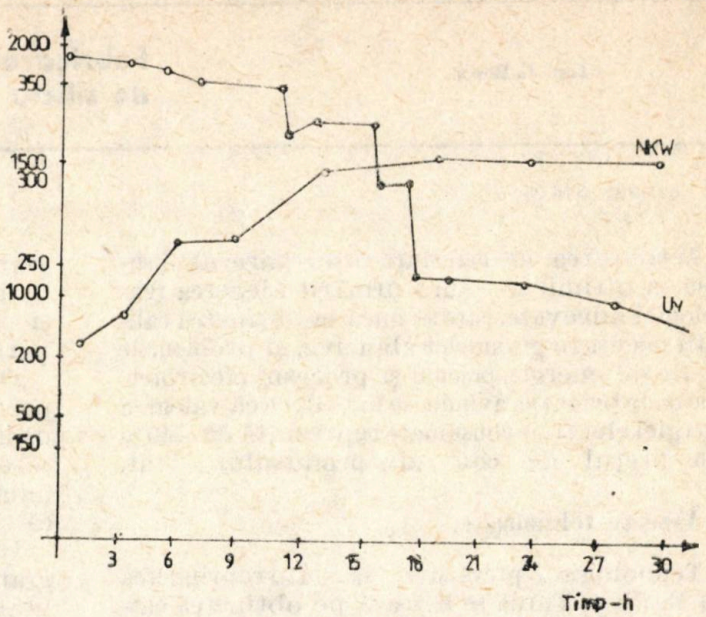


Fig. 2. Diagrama electrică de funcționare a unui cuptor pentru producerea Si C

tere ridicat în rețeaua trifazată, fără utilizarea condensatoarelor și randamente bune prin folosirea redresoarelor de siliciu.

Ca dezavantaje în cazul utilizării redresoarelor de siliciu, se menționează producerea de armonice de curent care pot duce la perturbații în sistemul electric de alimentare.

Alimentarea în curent alternativ. Utilizarea curenților alternativi monofazați de 50 Hz la Secția de carbură de siliciu de la Carbochim — Cluj-Napoca a dat rezultate satisfăcătoare, ca de altfel și la majoritatea producătorilor mondiali.

Acest sistem a fost adoptat și la Întreprinderea „9 Mai" — Turda proiectată de IPROMET datorită următoarelor avantaje: randamente ridicate, exploatare ușoară, fără piese în mișcare, prin utilizarea transformatoarelor individuale și pierderi minime de energie activă și reactivă în rețeaua scurtă.

În figura 2 se prezintă diagrama putere — tensiune extrapolată pentru un cuptor de 7 t, în baza unor măsurători efectuate la secția existentă.

O caracteristică a alimentării cuptoarelor electrice cu rezistență este curba descrescătoare a tensiunii de alimentare 360 — 240 V, puterea medie absorbită rămînînd constantă.

Consumul specific rezultat în baza determinărilor la mai multe cuptoare variază între 9 500 și 12 000 kWh/t.

Schema electrică de alimentare a cuptoarelor. Pentru noua unitate s-a adoptat schema de alimentare cu două grupe de cîte trei cuptoare, funcționînd simultan pe rețeaua trifazată cu cîte un transformator pe faze alternate de alimentare, în scopul simetrizării curenților.

La un consum specific mediu de 9 000 kWh/t, consumul anual de energie în cazul unei producții de 10 000 t/an este:

$$W = 10\,000 \text{ t/an} \times 9\,000 \text{ kWh/t} =$$

$$= 9 \times 10^4 \text{ MWh/an}$$

Dacă se consideră timpul mediu de funcționare a utilajelor 300 zile/an, puterea medie absorbită va fi:

$$\frac{9 \times 10^4}{300 \times 24} = 12{,}5 \text{ MW}$$

Funcționînd simultan șase cuptoare în două grupe de cîte trei, puterea medie absorbită de fiecare cuptor se poate aproxima la 2 000 kW.

Puterea de vîrf este:

$$PV = 2\,000 \times 1{,}35 = 2\,700 \text{ kW}.$$

Transformatorul s-a dimensionat considerînd randamentul de 0,95, factorul de putere mediu 0,90, iar încărcarea 90% din sarcina nominală, rezultînd puterea de:

$$\frac{2\,700 \text{ kW}}{0{,}95 \times 0{,}9 \times 0{,}9} = 3\,500 \text{ kVA}$$

Celelalte caracteristici ale transformatoruiui sînt: tensiunea primară 6 kV; tensiunea secundară reglabilă 360 — 240 V și curentul maxim secundar 14 kA.

Economia de energie care va rezulta prin utilizarea noilor cuptoare este:

$$E = 10\,000 \text{ t/an}(9\,500 - 9\,000) \text{ kWh/t} =$$

$$= 5 \times 10^6 \text{ kWh/an}$$

în care 9 500 kWh/t reprezintă consumul specific mediu realizat la cuptoarele existente, sau, exprimată în combustibil convențional (tcc/an) :

$$E1 = \frac{860 \text{ cal/kW} \cdot 5 \cdot 10^6 \text{ kWh}}{0{,}35 \cdot 7500 \text{ cal/kg}} =$$

$$= 1{,}60 \times 10^6 \text{ tcc/an}$$

În concluzie, pentru economisirea consumului de energie electrică se impune alegerea judicioasă a compoziției materiilor prime, utilizarea unor cuptoare de capacități mari (peste 7 t) și funcționarea simultană a trei cuptoare electrice identice, cuplate la transformatoarele monofazate. În scopul evitării întreruperilor sub sarcină în alimentarea cu energie electrică din cauza reglajului în trepte al tensiunii transformatoarelor, s-a prevăzut reglajul automat al tensiunii sub sarcină. Realizarea unei diagrame controlate de putere — tensiune și cuplarea simultană a patru cuptoare în reacție duce la micșorarea duratei unei șarje și, în consecință, la micșorarea consumului specific de energie electrică.

REVISTA REVISTELOR

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 6, 1987

Modernizarea la uzina de la Pittsburgh pentru ca societatea USS—POSCO să devină mai competitivă, p. 21 — Concepția, instalarea și funcționarea liniei de electrogalvanizare L—S, p. 30 — Multizincrox — un tip de tablă îmbunătățită din oțel electrogalvanizată cu mai multe straturi, p. 35 — Acoperiri ceramice — utilizarea lor la cuptoarele de reîncălzire, p. 40 — Cuptor cu arc de curent continuu la Societatea Metalurgică de la Escaut : primele luni de funcționare, p. 44 — Durabilitatea căptușelilor oalelor în raport cu proprietățile căptușelii și cu proprietățile de flexibilitate a mantalei, p. 48 — Instalație în stare de funcționare la Societatea Nova Steel Processing, p. 53 — Laminor modernizat cu productivitate îmbunătățită la Societatea Nucor, p. 55.

Iron and Steel Engineer, S.U.A., nr. 7, 1987

Șase ani de experiență în domeniul întreținerii furnalului de la uzina Lake Erie a Societății Stelco, p. 17— Controlul profilului benzii cu cilindri de sprijin și cilindri de refulare flexibili, p. 23 — Manta din gaz inert pentru fluxul de oțel lichid, p. 35 — Progrese în domeniul galvanizării în Marea Britanie, p. 40 — Tehnologia modernă AISI realizată printr-o activitate de cercetare în colaborare, p. 49 — Firma Midwest automatizează instalația de finisare, p. 62.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 16, 1987

Cele trei blocuri economice și „Noul dolar" — consecințe pentru furnizorii din industria de automobile, p. 715 — Comportarea dinamică a punctelor de sudură ale tablei subțiri de rezistență superioară, p. 719 — Încercarea de îndoire prin lovire cu probe crestate a epruvetelor stratificate — o nouă metodă de control al tablei subțiri, p. 727 — Laminorul perforator oblic ca o instalație de perforare la laminarea țevilor, p. 733 — Un nou laminor la rece reversibil cu 12 role, p. 737 — Cea de-a 4-a Conferință internațională asupra laminoarelor din Deauville, p. 739 — Procedeu pentru evaluarea izolației cuptoarelor de încălzire cu trecere cu materiale izolante fibroase, p. 747 — Protecția contra incendiilor în construcțiile industriale, p. 751 — Perspectivele pieței R. P. Chineze, p. 755 — Perspectivele zonei industriale din regiunea Ruhr, p. 91.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 17, 1987

Tehnologii de bază moderne, p. 763 — Restructurarea și dezvoltarea oțelăriei firmei Hoesch Stahl AG, p. 767 — Gradul de puritate a oțelurilor tratate cu calciu, desulfurate în profunzime, p. p. 773 — Influența diferitelor compoziții ale pulberilor de turnare asupra zgurelor de turnare continuă și practica de turnare, p. 781 — Combinarea reacțiilor de zgurificare Mn, Si și P, la procedeul de insuflare a oxigenului cu agitare prin partea de jos, p. 789 — Date fizice fundamentale privind zona coezivă a unui furnal răcit cu azot, p. 795 — Un nou sistem integrat pentru descompunerea aerului, prevăzut pentru producerea de oxigen și abur, p. 59 — Siderurgia R.F.G. în anul 1986, p. 805 — Poziția inginerului în societate, p. 73.

Stahl und Eisen, R.F.G., nr. 18, 1987

Calificarea extraprofesională și succesul profesional al inginerilor, p. 815— Cuptoare de mare capacitate pentru încălzirea articolelor laminate — experiența de exploatare și tendința de dezvoltare, p. 819 — Utilizarea căldurii reziduale la termoficare în localitatea Dortmund, p. 833 — Optimizarea și modul de exploatare a turbinelor de detensionare a gazului de furnal, p. 841 — Practica de întreținere '87, p. 849 — Sesiunea internațională asupra transportului uzinal, 1987, p. 853 — Producătorii de oțel de calitate superioară pot răspunde exigențelor impuse de viitor, p. 855.

Contribuţia IPROMET la introducerea calculatoarelor de proces în industrie

Ing. G. Scripcaru

CZ: 681.32 :338.45

Cu 35 de ani în urmă, în anii 1950—1954, pe plan mondial erau date în exploatare primele calculatoare electronice de performanţă, deschizîndu-se astfel o nouă eră în istoria dezvoltării tehnicii. Dar producţia de calculatoare a cunoscut un puternic avînt în lume, după anul 1960 cînd, într-adevăr, calculatoarele şi-au găsit un larg cîmp de aplicaţii în toate domeniile de activitate.

Calculatoarele au pătruns foarte repede în industrie, fiind utilizate pentru o mai bună organizare a producţiei şi a muncii şi pentru conducerea automată a proceselor tehnologice.

În anul 1958 apărea primul calculator în industria siderurgică mondială şi anume în S.U.A., pentru ca cinci ani mai tîrziu, în anul 1963, siderurugia mondială să dispună de 23 de calculatoare. Peste încă un an, numărul lor s-a triplat, iar în anul 1965 numai în siderurgia S.U.A. erau 120 de calculatoare.

În anii 1967—1968 siderurgia R.S. România dispunea de patru calculatoare de proces la C.S. Galaţi, două la Oţelăria cu convertizoare cu oxigen nr. 1, un calculator la furnalele nr. 1 şi nr. 2 şi un calculator la dispeceratul energetic al combinatului. La acea dată mai erau patru calculatoare la secţiile de laminoare de la C.S. Galaţi şi un calculator cu aplicaţie de proces la dispeceratul naţional al Ministerului energiei electrice.

Se poate spune că metalurgia a fost promotoare a introducerii calculatoarelor de proces în industria românească.

Odată cu apariţia primelor calculatoare cu aplicaţie industrială, inginerii din IPROMET au manifestat un interes deosebit urmărind în primul rînd aplicarea lor la automatizarea proceselor tehnologice.

Toate cele patru calculatoare prevăzute de IPROMET, pentru prima etapă de dezvoltare a C.S. Galaţi, sînt din generaţia a treia, avînd memoria operativă cu ferite de 8 000 cuvinte a 24 biţi/cuvînt, iar memoria externă cu tambur de 250 000 cuvinte.

Calculatoarele de la oţelărie aveau funcţia de conducere a procesului de elaborare. Primul calculator, pe baza informaţiilor privind fonta (cantitate, temperatură, compoziţie) şi fierul vechi, stabilea proporţia adaosurilor şi cantitatea de oxigen de insuflat.

Al doilea calculator avea rolul de reglare dinamică a procesului, corectînd datele de insuflare şi adaosuri în funcţie de rezultatele intermediare şi finale.

Temporar, cel de-al doilea calculator a fost folosit şi pentru efectuarea unor operaţii de programare a producţiei şi financiar-contabile.

Calculatorul de la furnale urma să asigure reglarea procesului termic în furnal pe baza unui model matematic livrat odată cu echipamentul.

La dispecerul energetic al combinatului, calculatorul avea sarcina principală de a efectua un control centralizat al parametrilor energetici (debite, presiuni, temperaturi etc.) şi de întocmire a balanţelor energetice pentru diverse fluide (abur, gaze, apă, electricitate) în scopul optimizării producţiei şi raţionalizării consumului.

După darea lor în funcţiune, aceste calculatoare nu şi-au dovedit însă eficienţa.

Între timp, a evoluat şi tehnica de calcul în direcţia realizării unor calculatoare specializate, mai mici, mai ieftine şi mai uşor de condus în exploatare. A crescut de asemenea, competenţa personalului de exploatare, care s-a specializat şi s-a familiarizat cu aceste tehnici.

Ca urmare, la furnalele nr. 5 şi nr. 6 de la C.S. Galaţi, IPROMET a prevăzut în anii 1975—1978 cîte un calculator specializat pentru comanda şi programarea încărcării furnalelor, de tipul AEG 80—20 cu memorie operativă 64 K — cuvinte şi memorie externă pe disc 6 Mbytes. Pe lîngă funcţia de bază, calculatoarele realizează şi bilanţul de materiale, protocolul de încărcare, calculul reţetei şarjei şi corecţia de cîntărire.

Începînd cu furnalul nr. 1 de la C.S. Călăraşi proiectat în anul 1980, s-a adoptat un sistem de automatizare în întregime cu echipamente româneşti, avînd la bază minicalculatoare CORAL şi microcalculatoare Ap-117.

Sistemul realizează în principiu aceleaşi funcţiuni ca şi sistemele de la furnalele nr. 5 şi nr. 6 de la C.S. Galaţi dar dezvoltate într-un cîmp mult mai larg. Obiectivul este în curs de realizare şi punere în funcţiune.

În anul 1984, la C.S. Reşiţa a fost pus în funcţiune furnalul nr. 1 modernizat şi complet automatizat folosind microcalculatoare de tip AP 101 precum şi minicalculatoare de tip ECA-ROM 881 care realizează aceleaşi funcţiuni ca şi calculatoarele de la furnalele 1,5 şi 6, C.S. Galaţi. La C.S. Reşiţa există un sistem de automatizare complex, avînd configuraţia din figura 1, proiectat şi fabricat în întregime în ţară,

ceea ce reprezintă prima aplicație realizată cu forțe proprii, dată în exploatare în siderurugia românească.

Tot în anul 1984 IPROMET a încheiat proiectarea și testarea în uzină la SEA-Automatica a celui mai complex sistem de automatizare a unei uzine siderurgice care l-a realizat pînă în prezent, și anume sistemul de automatizare a fabricii de peletizare asociată cu o fabrică de var pentru export la Mangalore, India.

Acest sistem de automatizare, care a intrat în exploatare în martie 1986 cu rezultate foarte bune, este organizat pe trei niveluri după cum rezultă din figura 2 : nivelul legat direct de proces, compus din 14 microcalculatoare AP pentru acționările electrice și un sistem distribuit, bazat pe microprocesoare pentru AMC ; un sistem de coordonare, control, înregistrare și comandă a nivelului 1 format din două minicalculatoare (PLC Master) tip CORAL, unul pentru fabrica de pelete și unul pentru fabrica de var și sistemul central microprocesor-AMC (μZ) ; un sistem minicalculator tot de tip CORAL avînd acces la proces prin intermediul nivelului 2 și realizînd conducerea întregii uzine urmărind în primul rînd performanțele tehnologice și de eficiență.

Sistemul realizează la nivelul doi următoarele funcții : controlul pe display al stării tutu-

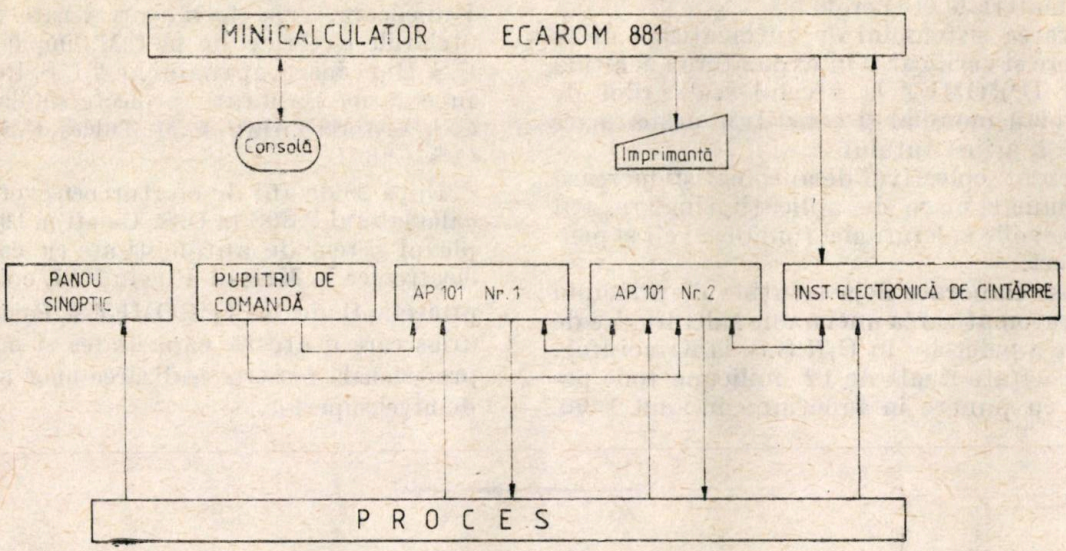


Fig. 1.. C.S. Reșița Furnal nr. 1 RK Sistemul automat de comandă

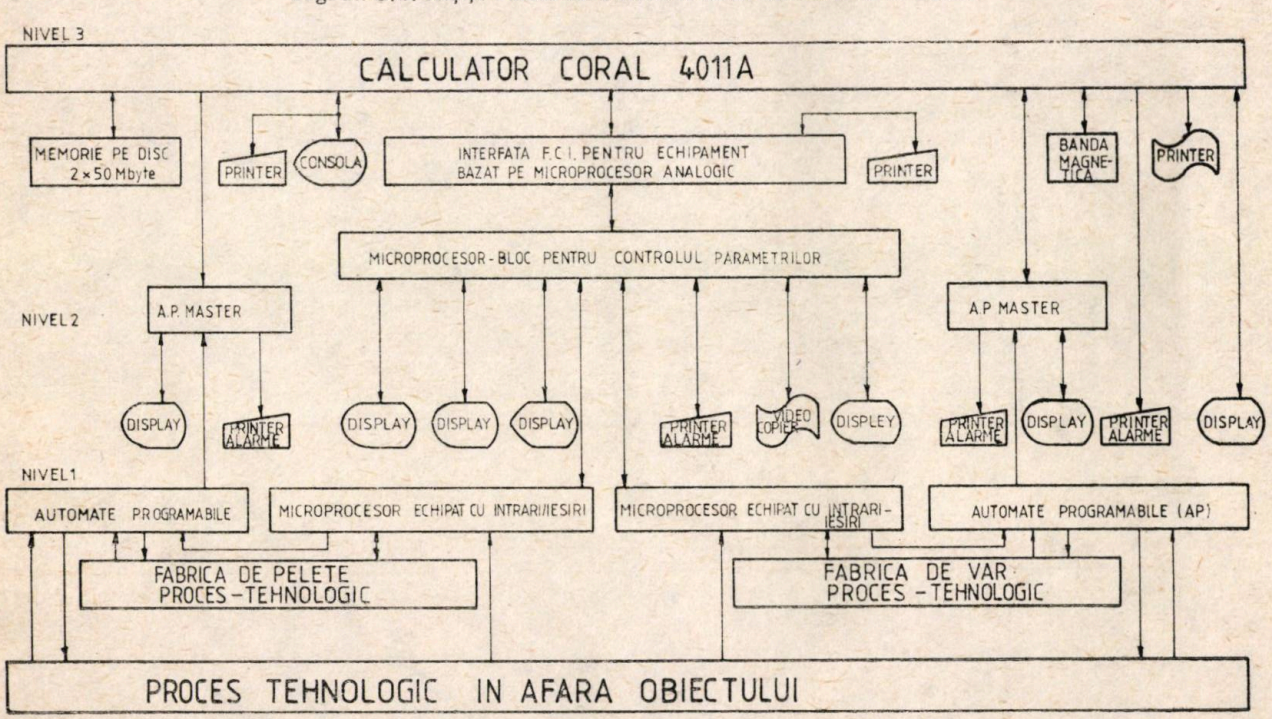


Fig. 2. Instalația de peletizare Mangalore— India. Sistemul de comandă a procesului

ror AP-urilor și liniilor de comunicație ; controlul stării tuturor mecanismelor, al stării interblocajelor ; forțarea, de la consola operator, a unor interblocaje ; tipărirea sau afișarea alarmelor sau avariilor apărute la orice mecanism ; afișarea pe display a stării tuturor parametrilor analogici, afișarea de scheme, diagrame de temperaturi, debite, presiuni, niveluri pe ultimele opt ore și fotocopierea acestor date la cerere.

La nivelul trei se pot stoca informații pe termene lungi, pînă la un an, realizîndu-se : rapoarte de stare ale mecanismelor și ale mărimilor analoage ; rapoarte de timp de funcționare, de avarii și de producție ; situația stocurilor de materii prime și produse finite precum și bilanțuri de materiale și energie.

Realizarea sistemului de automatizare de la Mangalore și verificarea în exploatare a acestuia a situat IPROMET la nivelul realizărilor de vîrf pe plan mondial și constituie prima mare experiență a institutului.

În prezent, colectivul de automatiști lucrează la un număr mare de aplicații similare atît pentru nevoile siderurugiei românești cît și pentru export.

Au fost elaborate deja soluțiile de principiu pentru automatizarea unei uzine siderurgice de fabricare a peletelor în U.R.S.S, la Krivoi Rog, cu o capacitate finală de 12 milioane tone pelete/an, cu punere în funcțiune în anul 1990. Sistemul de automatizare va fi realizat la nivelul de vîrf al anului 1990 cu echipamente care se vor realiza în totalitate de industria electrotehnică românească și va cuprinde : 800 panouri cu aparataj ; 286 dozatoare și cîntare electronice ; 40 microcalculatoare AP ; 5 sisteme SDC-2050 cu cîte 30 unități microargus fiecare ; 20 minicalculatoare CORAL și echipamente periferice de memorare, programare, afișare și imprimare.

Pentru modernizarea secțiilor și uzinelor siderurgice au fost elaborate detaliile de execuție pentru conducerea proceselor tehnologice cu ajutorul calculatoarelor electronice la fabrica de produse cărămidă-Slatina, furnalul nr. 4 C.S. Hunedoara, forja de blocuri și bare Tîrgoviște, oțelăriile electrice de la C.M.Cîmpia Turzii și C.S. Hunedoara, furnalul nr. 2, C.S. Reșița și sînt în curs de elaborare proiecte similare pentru C.S. Victoria Călan, C.M. Tulcea, C.S. Călărași, C.S. Galați.

După 20 de ani de eforturi perseverente, de la calculatorul I 303 la C.S. Galați în 1967 la complexul sistem de automatizare cu calculatoare electronice la Krivoi Rog în 1987, colectivul de proiectanți de la IPROMET a făcut un salt uriaș care îi atestă capacitatea și maturitatea profesională pentru realizarea unor noi sisteme de nivel superior.

Ing. S. P. Dimitriu

Contribuţii privind tehnologia de forjare a prăjinilor de foraj

CZ : 622.24.053

Realizarea unei structuri flexibile a economiei care să asigure valorificarea superioară a resurselor energetice şi de materii prime, sporirea complexităţii şi tehnicităţii producţiei sînt elemente fundamentale care stau la baza politicii de modernizare a industriei.

Diversele criterii pe baza cărora se realizează structurile industriale au ponderi diferite. Ele determină orientări noi şi în sectoarele de fabricaţie a prăjinilor de foraj, sector în care costurile de producţie pentru produsele brut forjate au o pondere importantă în volumul cheltuielilor anuale de producţie.

Lucrarea prezintă unele consideraţii privind tehnologia de forjare a prăjinilor grele de foraj cu secţiune rotundă utilizînd maşina de forjat radial SX-55.

Linia tehnologică pentru forjarea de precizie a prăjinilor de foraj se compune din utilajele principale prezentate în figura 1.

Particularităţile principale ale noii tehnologii faţă de tehnologia convenţională de forjare (prese) sînt : eliminarea treptei intermediare — de semifabricat — ca urmare a realizării dimensiunii produsului printr-o singură încălzire ; eliminarea unor operaţii tehnologice şi realizarea geometriei şi a dimensiunilor semifabricatului brut forjat cu precizie superioară se realizează în condiţiile de diferenţă maximă de temperatură în golul semifabricatului la 30°C.

Noua tehnologie asigură toleranţele la diametrul exterior de $\pm$ 2,5 mm, la diametrul interior de $\pm$ 1,5 mm, iar abaterea maximă a piesei forjate de la axa teoretică nu depăşeşte 0,2% $\times$ L.

Se realizează o productivitate orară sporită (în medie cu 250%).

Principalele faze tehnologice ale forjării prăjinilor de foraj cu ajutorul maşinilor de forjat sînt prezentate în figura 2,*a* şi *b*.

Pentru răcirea dirijată a semifabricatelor REZ sau pentru menţinerea unor şarje calde de la oţelărie (atunci cînd programul de fabricaţie prevede produse de tip bare) se recomandă folosirea cuptoarelor cu vatră mobilă sau tip cameră.

Încălzirea pînă la temperatura de forjare a semifabricatelor REZ găurite se realizează în cuptoare cu vatră rotativă.

Lingoul ajuns la temperatura de forjare este transferat în axul capului de prindere al manipulatorului *A* al maşinii de forjat.

În capul de prindere al manipulatorului *B* este fixat dispozitivul de susţinere a dornului, dispozitiv care asigură poziţia fixă a acestuia între sculele de forjare.

Principalele caracteristici ale maşinii de forjat radial SX-55 sînt prezentate în tabelul 1.

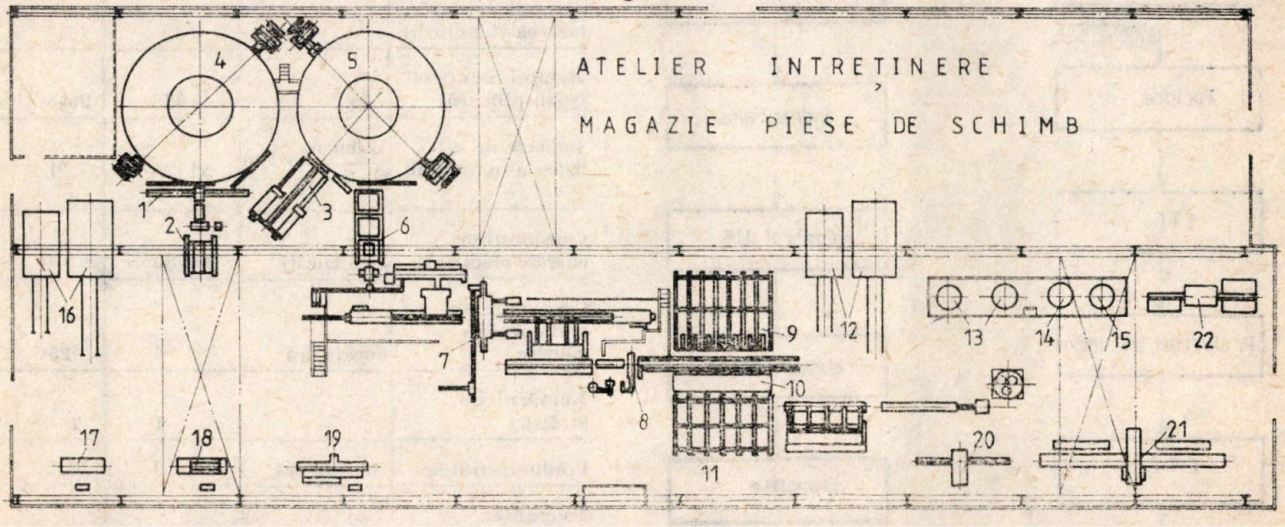


Fig. 1. Grupul tehnologic al maşinii de forjat SX—55 : *1* — cale cu role de alimentare ; *2* — mecanism de încărcare ; *3* — mecanism de transfer ; *4* — cuptor de preîncălzire (700°C) ; *5* — cuptor de încălzire (1280°C) ; *6* — mecanism de evacuare ; *7* — maşină de forjat ; *8* — ferăstrău la cald ; *9* — pat de răcire ; *10* — bazin de răcire ; *11* — stelaj de depozitare ; *12* — cuptoare de recoacere ; *13* — cuptor vertical de revenire ; *14* — bazin de călire *15* — cuptor vertical de călire ; *16* — cuptoare de menţinere ; *17* — ferăstrău cu bandă ; *18* — maşina de cojit ; *19* — maşină de găurit ; *20* — ferăstrău ; *21* — presă de îndreptat ; *22* — instalaţie de control US

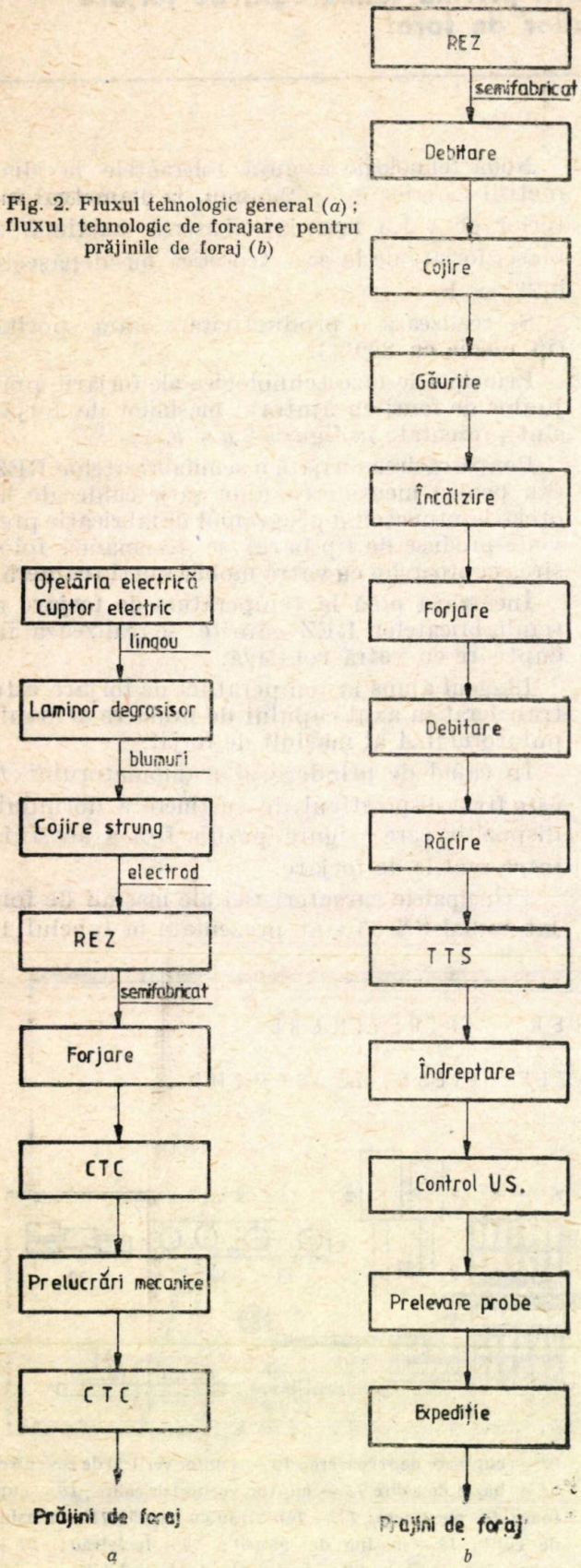


Fig. 2. Fluxul tehnologic general (*a*); fluxul tehnologic de forajare pentru prăjinile de foraj (*b*)

Tabelul 1

Caracteristicile mașinii de forjat S X – 55

Denumirea	Unitatea de măsură	Valoarea
Dimensiunile maxime ale prizei	mm	∅550 □480
Dimensiunile minime realizabile	mm	∅100 □100
Productivitatea : (reducere 4 :1) — oțel de construcții — oțel înalt aliat	t/h	16 10
Lungimea semifabricatelor	m	10
Forța de lucru maximă pe un ciocan	kN	10 000
Cadența de lucru	lov./min	210
Domeniul de reglare a ciocanelor pe diametru	mm	300
Puterea instalată	kw	1 400
Numărul ciocanelor de forjare	buc.	4
Capul de prindere — viteza de avans — viteza x maximă	mm/s mm/s	10 – 100 500

Tabelul 2

Influența utilizării mașinii de forjat radial la forjarea reperului A21

Denumirea parametrului	Unitatea de măsură	Procedeul tehnologic	
		m.f.r.	convențional + REZ
Greutatea pieselor finite	kg	1535	1535
Lingou REZ	kg	3000	5500
Semifabricatul brut forjat	kg	2400	4100
Recoacerea și normalizarea (refacerea structurii)	—	NU	DA
Metalul recuperat (șpan-pilitură)	kg	865	2565
Indicele de utilizare a metalului	$\frac{G\ lingou}{Gp\ finită} \times 100$	51,20	27,91
Consumul de energie electrică	kwh/bucăți	15780	28 930
Consumul de manoperă la găurire	bucata/ora	6	25
Numărul de încălziri	—	1	2 – 3
Productivitatea	bucată/oră	2,9	0,7
Toleranțe : — Ø interior — Ø exterior	mm	−1,5 +1,5	−3 +3
Gradul de repetabilitate	—	foarte bun	—

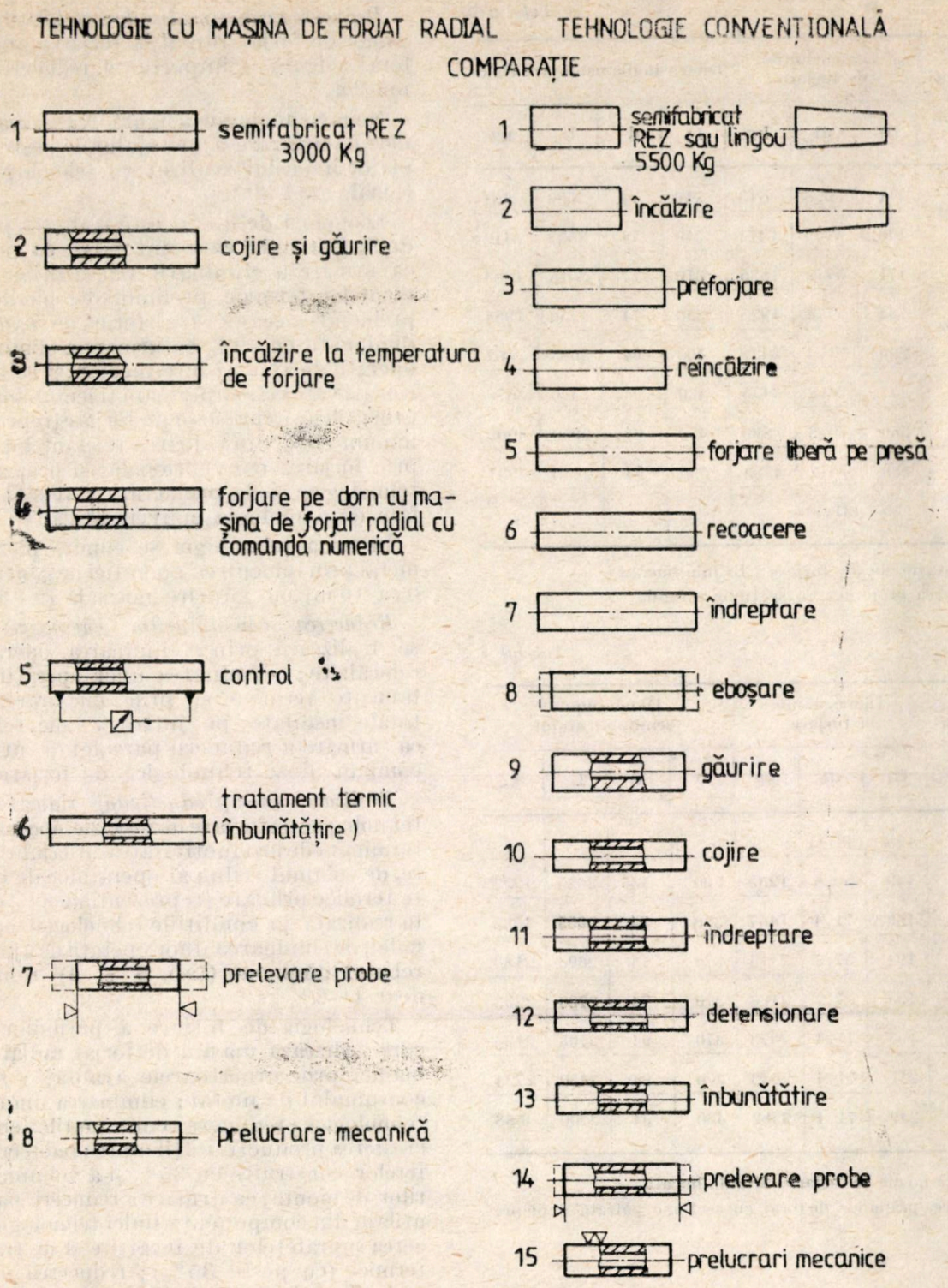


Fig. 3. Operațiile tehnologice de forjare pentru reperul A21 cu mașina de forjat radial și presă

Toate produsele tratate termic sînt supuse controlului ultrasonic, după care sînt debitate probe la un ferăstrău cu bandă. Semifabricatele care nu prezintă liniaritatea impusă de standardele internaționale sînt îndreptate pe o presă cu coloană.

Avantajele noii tehnologii de forjare au fost stabilite în funcție de tehnologia convențională de obținere a prăjinilor de foraj care utilizează semifabricat REZ și prese de forjare și de programul de fabricație (s-a avut în vedere un program de 10 000 t/an de prăjini de foraj rotunde

Tabelul 3

Dimensiunile finale	Dimensiunile de forjare			Dimensiunile semifabricatelor			
	D1	d1	kg	D	d	L	kg
104,8	111	50,8	613	210	74	2650	631
152,4	158,5	57,2	1375	310	74	2535	1416
165,1	171	57,2	1635	310	74	3015	1684
177,8	184	57,2	1925	350	74	2750	1984
203,2	209	71,4	2429	400	94	2685	2502
241,3	247	76,2	3475	480	94	2620	3579
254	260	76,2	3890	480	94	2930	4002
279,4	286	76,2	4783	530	94	2940	4931
79,4	85	(31,7)					

Durata medie de forjare : 15 min/bucată
Forjarea prăjinilor cu secțiune rotundă

Tabelul 4

Dimensiunile finale	Dimensiunile de forjare			Dimensiunile semifabricatului			
	D1	d1	kg	D	d	L	kg
119,1	125	(38,1)					
142,9	149	50,8	1235	290	74	2625	1272
163,5	169,5	71,4	1487	320	94	2655	1532
185,7	192	57,2	2114	370	74	2690	2180
188,9	195	57,2	2188	370	74	2780	2253
188,9	195	71,4	2073	370	94	2705	2136
211,1	217	71,4	2643	370	94	3450	2724
242,9	249	71,4	3582	480	94	2700	3688

Durata medie de forjare : 15 min/bucată
Forjarea prăjinilor de foraj cu secțiune pătrată după prelucrare

cu diametrele cuprinse între 79,4 mm și 279,4 mm).

Noua tehnologie de forjare prezintă următoarele avantaje tehnologice (tab. 2) :

Eliminarea unor operații tehnologice. Sînt eliminate importante operații tehnologice și anume : reîncălziri, recoacere, preforjare, îndreptare, eboșare, găurire adîncă, detensionare,

Reducerea consumului de metal. Utilizarea ma șinilor de forjat radial la forjarea prăjinilor d foraj asigură o importantă reducere a consu murilor.

Noua tehnologie asigură realizarea unui in dice de utilizare a metalului de peste 50%, su perior indicelui realizat cu tehnologii conven ționale (25—30%).

Economia de metal este realizată prin : pier derile prin oxizi care sînt reduse cu peste 50% ca urmare a eliminării reîncălzirilor și trata mentelor termice preliminare ; pierderile pri prelucrări mecanice (sub formă de span) care sîn diminuate cu 40% ca urmare a eliminării uno operații de ajustaj intermediar ; precizia dimen sională care este superioară toleranțelor realizat prin utilizarea preselor de forjare (reprezintă mi nimum 50% din valoarea toleranțelor realizat prin forjarea convențională) și prin adaosuril tehnologice și de prelucrare care sînt mai mic față de tehnologia convențională.

În noua tehnologie se elimină pierderile d metal prin înlocuirea operației de găurire adînc (cca 10 m) cu găurire normală (2—3 m).

Reducerea consumurilor energetice. Aceast se realizează prin : eliminarea operațiilor d reîncălzire ; eliminarea unor operații de tra tamente termice și prin micșorarea puteri totale instalate pe întreaga linie tehnologic ca urmare a reducerii parcului de utilaje car compun linia tehnologică de forjare (fig. 3)

Realizarea unor productivități ridicate ale linie tehnologice de forjare de precizie. Aceasta este de terminată de productivitatea utilajului de forja re, de volumul redus al operațiilor de tratamen te termice primare (reprezentînd 30% din dura ta realizată în condițiile tehnologiei convenționale), de eliminarea unor operații de ajustaj și d rebutul diminuat (tab. 3 și 4) reprezentînd doar 1—2%.

Tehnologia de forjare a prăjinilor de fora care utilizează mașini de forjat radial se reco mandă prin următoarele avantaje : reducerea consumului de metal ; eliminarea unor operați tehnologice ; reducerea consumurilor energetice creșterea productivității orare ; reducerea supra fețelor construite cu 35% și a volumului lucră rilor de montaj ca urmare a reducerii parcului d utilaje din componența liniei tehnologice ; redu cerea suprafețelor de încălzire și de tratament termice (cu peste 35%) ; reducerea numărulu podurilor rulante din hală cu 50% ; realizarea uno produse cu toleranțe restrînse reprezentînd ma puțin de jumătate din valoarea toleranțelor rea lizate la forjarea pe prese ; calitatea superioa ră a prăjinilor obținute este superioară celo realizate utilizînd tehnologia convențională (structură, liniaritate, calitatea suprafeței) Personalul liniei tehnologice a mașinii de forja radial este redus cu 50%.

Ing. ec. P. Brănescu

Variația nivelului indicatorului „Cheltuieli materiale la 1000 lei producție marfă" la modernizarea obiectivelor industriale existente

La proiectele de modernizare a unor obiective existente vizînd mărirea gradului de mecanizare, introducerea automatizării și robotizării proceselor de producție, raționalizarea fluxurilor sau îmbunătățirea, în general, a organizării producției și a muncii în scopul creșterii productivității muncii și reducerii numărului de personal muncitor, nivelul indicatorului „Cheltuieli materiale la 1000 lei producție marfă" are tendință de creștere.

În acest context, cheltuielile materiale la 1 000 lei/producție marfă sînt direct influențate de corelația dintre valoarea de investiție proiectată pentru realizarea modernizării și descreșterea numărului de personal muncitor.

Grupate după conținutul lor economic, conform nomenclaturii pe elemente primare, cheltuielile materiale se compun din : materii prime, materiale de bază și auxiliare ; materiale recuperabile și refolosibile (se scad) ; combustibil ; energie și apă ; amortizarea mijloacelor fixe și alte cheltuieli materiale.

În cadrul cheltuielilor de producție, valoarea de investiție se regăsește la poziția *amortizarea mijloacelor fixe*, reprezentînd o cheltuială materială, în timp ce numărul de personal se regăsește la poziția de cheltuieli cu munca vie „retribuții, impozite și contribuții la asigurări sociale". Rezultă că modernizarea obiectivelor existente prin realizarea unor lucrări de investiții modifică raportul dintre cheltuielile materiale și cele cu munca vie, în sensul că primele cresc iar ultimele scad.

Formulele de calcul ale indicatorilor „Cheltuieli la 1 000 lei producție marfă — C/1 000" și „Cheltuieli materiale la 1 000 lei producție marfă — *Cm*/1 000" sînt următoarele :

$$C/1\,000 = \frac{C}{V} \cdot 1\,000\ ;\quad Cm/1\,000 = \frac{Cm}{V} \cdot 1\,000$$

în care : C reprezintă cheltuielile de producție

$$C = Cm + Cv\ ;$$

Cm — cheltuielile materiale ;
Cv — cheltuielile cu munca vie ;
V — valoarea producției marfă.

După realizarea modernizării, formulele de calcul ale celor doi indicatori au următoarea formă :

$$C/1\,000 = \frac{C + \Delta C}{V + \Delta V} \cdot 1\,000$$

$$Cm/1\,000 = \frac{Cm + \Delta Cm}{V + \Delta V} \cdot 1\,000$$

în care : ΔC, ΔCm și ΔV reprezintă modificarea valorilor respective ca urmare a efectuării lucrărilor de modernizare.

Există trei ipoteze care duc la scăderea nivelului indicatorului „Cheltuieli la 1 000 lei producție marfă — C/1 000" :

(1) $\Delta C < 0$ și $\Delta V = 0$

(2) $\Delta C = 0$ și $\Delta V > 0$

(3) $\Delta C > 0$ și $\Delta V > \Delta C \cdot \frac{V}{C}$

În ipoteza (1), dacă $\Delta C < 0$ rezultă $\Delta Cm < \Delta Cv$.

Modernizarea proceselor de producție prin lucrări de investiții influențează în mod diferit elementele componente ale cheltuielilor materiale în sensul că, în general, scad cheltuielile cu materii prime, materiale de bază și combustibil și cresc cheltuielile cu materiale auxiliare (de întreținere), cu energia electrică și cu amortizarea mijloacelor fixe. Dintre acestea, ponderea cea mai ridicată revine amortizării fondurilor fixe, astfel încît se poate considera că : $\Delta Cm = a \cdot I$, în care a este cota medie de amortizare, iar I — valoarea investiției aferentă modernizării.

Rezultă, pentru această ipoteză, că :

$$a \cdot I < |1{,}34 \cdot r \cdot \Delta L|$$

în care : r este retribuția medie pe om al muncii ;

ΔL — descreșterea numărului de personal muncitor ca urmare a modernizării, iar

1,34 — coeficientul pentru impozite și contribuții la asigurări sociale.

În ipotezele (2) și (3), dacă $\Delta C \geq 0$, rezultă că :
$\Delta Cm \geq |\Delta Cv|$, adică $a \cdot I \geq |1{,}34 \cdot r \cdot \Delta L|$, iar $\Delta V > 0$, respectiv $\Delta V > \Delta C \cdot \frac{V}{C}$ este posibil numai prin creșterea volumului și/sau a calității producției.

În mod analog, pentru indicatorul „Cheltuieli materiale la 1 000 lei/producție marfă — *Cm*/1 000" există, de asemenea, trei ipoteze care duc la scăderea nivelului și anume :

(1′) $\Delta Cm < 0$ și $\Delta V = 0$,

(2′) $\Delta Cm = 0$ și $\Delta V > 0$,

(3′) $\Delta Cm > 0$ și $\Delta V > \Delta Cm \cdot \frac{V}{Cm}$

În condițiile asumate anterior dacă $\Delta Cm = a \cdot I$, primele două ipoteze duc la concluzia că $a \cdot I \leqslant 0$ sau $I \leqslant 0$, ceea ce este o absurditate. Pentru a se realiza deziderатul propus și anume scăderea nivelului indicatorului $Cm/1\,000$ — trebuie ca lucrările de investiții propuse pentru modernizare să ducă la reducerea corespunzătoare a celorlalte poziții de cheltuieli materiale (materii prime, materiale de bază și auxiliare, combustibil și energie) astfel încît inegalitățile $\Delta Cm \leqslant 0$ și $a \cdot I > 0$ să coexiste.

În ipoteza (3′), cea mai plauzibilă de altfel, pentru ca $\Delta V > \Delta Cm \cdot \frac{V}{Cm}$ este necesar ca lucrările de modernizare să asigure o creștere a volumului și/sau a calității producției.

La proiectele de modernizare în care se prevede introducerea automatizării, a roboților industriali, a conducerii proceselor tehnologice cu calculatoare electronice etc., capacitatea de producție a obiectivului industrial și calitatea produselor fabricate rămîn practic neschimbate ($\Delta V = 0$), numărul de personal muncitor scade ($\Delta L < 0$); $\Delta C_v < 0$ iar cheltuielile materiale cresc la poziția „amortizarea mijloacelor fixe" ($\Delta Cm = a \cdot I > 0$). Aceste proiecte nu se încadrează în nici una din ipotezele de calcul prezentate mai sus și totuși ele, deși nivelul indicatorului „Cheltuieli materiale la 1 000 lei producție marfă" crește, pot fi economic eficiente dacă se obține un termen de recuperare a investiției:

$$T = \frac{I}{|1{,}34 \cdot r \cdot \Delta L| - a \cdot I}$$

mai mic decît termenul de recuperare normat.

În fond, indicatorul „Cheltuieli materiale la 1 000 lei producție marfă" trebuie să reflecte eficiența folosirii resurselor de materii prime, materiale de bază și auxiliare, combustibil și energie, fără să se ia în considerare amortizarea mijloacelor fixe, care are alt conținut economic. De fapt, din punctul de vedere al conținutului economic, o grupare a cheltuielilor de producție în cheltuieli materiale, cheltuieli cu munca vie și amortizarea mijloacelor fixe ar fi mult mai concludentă, iar indicatorul „Cheltuieli materiale la 1 000 lei producție marfă" ar reflecta mai corect aspectul de eficiență economică a consumului de resurse materiale.

De asemenea, tot la proiectele de modernizare, indicatorul „Valoarea producției nete — VPN", care depinde de nivelul cheltuielilor materiale, formula de calcul fiind $VPN = V - Cm$, are tendință de scădere din aceleași motive prezentate mai sus.

Pentru îmbunătățirea metodologiei de calcul al indicatorilor de eficiență economică, care să ducă la o evaluare corectă a rezultatelor obținute în activitatea de proiectare, se apreciază ca necesară renunțarea la poziția „amortizarea mijloacelor fixe" din conținutul cheltuielilor materiale și evidențierea ei separată în cadrul cheltuielilor de producție.

Actualul conținut al cheltuielilor materiale și modul cum se calculează indicatorul „Cheltuieli materiale la 1000 lei producție marfă pot să conducă la nepromovarea unor importante lucrări de modernizare, automatizare, robotizare, cibernetizare etc., cu eficiență economică ridicată, lucrări de investigații care optimizează criteriile majore de eficiență și anume productivitatea muncii și costurile de producție.

Ing. I. Fanaca

Realizări în domeniul exportului de instalaţii metalurgice complexe

CZ : 658.2 :669

Aspectele comerţului internaţional cu instalaţii complexe sînt multiple. Factorii determinanţi ai eficienţei economice impun analiza amănunţită a oportunităţii unei investiţii, evaluarea cît mai aproape de realitate a rentabilităţii obiectivului considerat şi elaborarea de studii de keting. Intensificarea concurenţei pe piaţa internaţională, progresul neîntrerupt tehnic, creşterea gradului de complexitate a instalaţiilor oferite, înmulţirea tipurilor de procese şi procedee tehnologice, posibil de adoptat pentru un acelaşi produs, implică studierea atentă şi amănunţită a variantelor de realizare a unui obiectiv, precum şi alegerea unor soluţii optime din punct de vedere tehnic şi economic. Construirea unui obiectiv industrial de mai mare anvergură ridică probleme de finanţare, de analiză a riscurilor şi de creditare.

Aceste aspecte pot fi considerate ca principalii factori care au dus la crearea unor organizaţii specializate — firmele de engineering — care îşi pot asuma responsabilitatea unui proiect şi care, dispunînd de experienţă şi de un sistem de organizare corespunzător, susţin cu eficienţă maximă realizarea obiectivelor. Comerţul cu instalaţii complexe a devenit cu timpul din ce în ce mai legat de activitatea de engineering, a cărei gamă de lucrări este deosebit de vastă, şi anume: studii preliminare de conturare a obiectivului; studii tehnico-economice pentru analizarea oportunităţii şi posibilităţilor de realizare a unui obiectiv, inclusiv — după caz — studii de piaţă, alegerea amplasamentului, definitivarea procesului tehnologic şi organizarea obiectivului; elaborarea caietelor de sarcini pentru licitaţii; lucrări de proiectare; proiecte tehnice; detalii de execuţie; întocmirea specificaţiilor de utilaje şi echipamente; întocmirea cererilor de ofertă şi analiza ofertelor furnizorilor; lansarea comenzilor pentru procurarea utilajelor şi echipamentelor; coordonarea sau numai asistenţa tehnică la executarea lucrărilor de construcţii — montaj, probe, punere în funcţiune; asistenţă tehnică în timpul exploatării.

În paralel cu comerţul de instalaţii complexe s-a dezvoltat şi exportul de concepţie sub forma activităţii de engineering — fără livrări fizice. Apariţia unei pieţe internaţionale în domeniul exclusiv al proiectării a fost favorizată de mai mulţi factori, şi anume:

— Creşterea complexităţii instalaţiilor, şi îndeosebi, apariţia unor tehnologii noi, a mărit participarea personalului de concepţie — atît ca număr cît şi ca durată — la realizarea efectivă a investiţiilor şi pentru asistenţă tehnică. Această activitate, necesară independent de gradul de dezvoltare în care se realizează investiţia, antrenează cadre de înaltă calificare.

— Extinderea comerţului internaţional cu instalaţii sau utilaje produse de firme specializate care, deşi nu au activitate de engineering, preiau odată cu contractul de livrări şi sarcina elaborării proiectelor de amplasare şi montaj sau, uneori, şi a proiectelor halelor respective, cu utilităţile aferente. Caracterul nepermanent al unor asemenea solicitări nu justifică crearea unei capacităţi de proiectare pentru construcţii şi instalaţii în cadrul firmelor din această categorie, fapt care determină o cerere suplimentară pe piaţa rezervată firmelor de engineering.

Trebuie reţinut şi faptul că posibilitatea plăţii activităţii de proiectare în condiţii de credit sau pe bază de clearing măreşte considerabil perspectiva de obţinere a unor contracte avantajoase.

— Existenţa efectivă a acestor circumstanţe favorabile a fost confirmată de practică, obţinerea contractelor respective depinzînd în cele din urmă de aceiaşi factori care operează în ansamblul relaţiilor comerciale: competenţă, competitivitate, referinţe, operativitate etc.

IPROMET, proiectant general pentru siderurgie şi elaborator de proiecte de specialitate pentru sectoarele primare (cocs, aglomerat, fontă, oţel) şi de utilităţi pentru totalitatea uzinelor siderurgice, a desfăşurat în cei 40 ani de existenţă o activitate care a cuprins toată aria acoperită de noţiunea de engineering, urmărind finalizarea comenzilor de utilaje şi echipamente, efectuînd analiza ofertelor primite de diverşi beneficiari şi elaborînd anexe tehnice la contracte externe; specialiştii săi au fost prezenţi la toate investiţiile — pentru asistenţă tehnică pe şantier şi în exploatare. Experienţa acumulată pe această cale a făcut ca institutul să devină competitiv pentru o serie de teh-

nologii și utilaje : gospodării de materii prime, cuprinzînd depozite deservite de mașini la sol, parcuri de omogenizare a minereurilor, instalații de concasare și sortare pentru minereu, cocs și calcar, instalații de pregătire a cărbunilor, instalații de predozare a șarjei; fabrici de aglomerare cu mașini avînd suprafața utilă pînă la 500 m^2 și o capacitate anuală de producție de cinci milioane tone aglomerat pe an; furnale cu volumul util pînă la 3500 m^3 și o producție de 2,5 milioane tone fontă lichidă pe an; baterii de cocsificare cu producție de 850 mii tone cocs metalurgic pe an; cuptoare electrice de 25,50 și 100 tone pentru elaborarea oțelurilor aliate; centrale termice și termoelectrice; instalații de recuperare a căldurii; stații electrice de transformare și distribuție; instalații de alimentare cu apă industrială și potabilă.

În anul 1976 a fost pusă în funcțiune fabrica de aglomerare a minereurilor de la Eisenhüttenstadt — R.D.Germană, proiectată de IPROMET, dotată cu două mașini de cîte 156 m^2 care realizează o producție anuală de peste 3,2 milioane tone aglomerat autofondant. Pentru această fabrică s-au livrat din R.S. România peste 12 000 tone de utilaje și echipamente, precum și peste 6 500 tone construcții metalice; montajul acestor furnituri a fost realizat de constructorii români. În toată perioada de după punerea în funcțiune, această Fabrică a realizat toți parametrii prevăzuți în proiect.

În ultimii ani, la solicitarea numeroșilor parteneri externi, IPROMET a elaborat un volum deosebit de mare de lucrări destinate exportului atît pentru secții sau instalații complexe cît și pentru utilaje individuale de mare performanță (mașini de stivuit și de scos din depozite precum și vagoane termice pentru transportul fontei lichide la distanță ș.a.).

Documentațiile întocmite de IPROMET pentru beneficiarii externi au cuprins și oferte pentru combinate siderurgice integrate.

Notorietatea realizărilor obținute și a competenței specialiștilor a făcut ca activitatea IPROMET pe linia de export să cunoască o evoluție ascendentă, concretizată prin semnarea unor contracte pentru furnizarea de inginerie tehnologică, detalii de execuție, utilaje, echipamente, piese de schimb, precum și pentru prestări de servicii inginerești.

Cel mai important dintre aceste contracte, realizat în colaborare cu firma Lurgi — R.F. Germania, este cel pentru combinatul de peletizare de la Mangalore — India, cuprinzînd o fabrică de pelete care produce trei milioane de tone pe an, precum și o fabrică de var dotată cu cuptoare verticale cu o producție de 200 mii tone de var hidratat pe an. Pe baza proiectelor de execuție elaborate de IPROMET s-au livrat peste 10 000 tone utilaje și echipamente și 1 700 tone cărămizi refractare. IPROMET a întocmit și detaliile de execuție pentru partea de construcții executată de partenerul indian, în care s-au cuprins peste 7 000 tone de construcții metalice. Combinatul de la Mangalore a intrat în funcțiune, aflîndu-se în faza de atingere a parametrilor.

În anul 1984 s-a contractat livrarea unei fabrici de aglomerare la combinatul din Karabük-Turcia cuprinzînd o mașină de aglomerare a minereurilor cu suprafața utilă de 90 m^2 cu utilajele și instalațiile aferente, precum și modernizarea mașinii existente de 60 m^2, pe baza ingineriei tehnologice realizate în concepție proprie de IPROMET. Livrările din R.S. România reprezintă un volum de peste 2 200 tone utilaje complexe; atît livrările de echipamente asigurate de partener cît și partea de construcții și utilități se execută pe baza proiectelor de detaliu elaborate de IPROMET. Fabrica a intrat în probe tehnologice.

Preocuparea manifestată cu consecvență pentru realizarea de utilaje de mare performanță și fiabilitate ridicată, în concepție proprie, a permis în final obținerea de contracte externe și în acest domeniu. Astfel, s-au livrat în Pakistan două mașini de mare performanță pentru depozite de ciment, proiectate de IPROMET, furnitura reprezentînd circa 400 tone. Pentru fabrica de ciment de la Assiut — Egipt s-au contractat șase asemenea mașini, reprezentînd o livrare totală de peste 1 200 tone.

Confirmînd posibilitățile de realizare a exportului de concepție și fără livrări fizice, în anul 1984 s-a încheiat un contract de engineering și de consulting cu firma algeriană SERSID, în cadrul căruia specialiștii IPROMET au realizat o serie de prestații inginerești — inclusiv proiectarea propriu-zisă și inițierea partenerului în activitatea de concepție. Acest contract a deschis perspective concrete de participare la realizarea Combinatului siderurgic de la JIJEL — Algeria cu o capacitate de producție de două milioane tone de oțel pe an, R. S. România fiind calificată în competiția pentru depozitul de materii prime, portul combinatului și fabrica de var, sector hidrotehnic, ateliere, centrale de întreținere și gospodăria de fier vechi.

În prezent se află în faze avansate de tratative o serie de alte lucrări importante peste hotare în care se va materializa concepția românească în domeniul metalurgiei și siderurgiei, dintre care se menționează : modernizarea unor fabrici de aglomerare și a unor secții de furnale în India și alte țări.

În baza convenției bilaterale încheiate cu U.R.S.S. urmează să se realizeze la Krivoi — Rog un combinat de îmbogățire a minereurilor de fier.

Pentru acest combinat R.S. România urmează ă construiască fabrica de peletizare, dotată cu ıașini de ardere a peletelor de 560 m², precum alte obiective industriale auxiliare și ɔciale-edilitare.

Prin amploarea sa, această investiție repre-ıntă un vîrf de proiectare pentru IPROMET entru anii 1987 — 1988, ținînd seamă că în ceastă perioadă, pentru acest combinat, PROMET va trebui să elaboreze detalii de xecuție pentru peste 50 000 tone de utilaje 70 000 tone de construcție metalică în con-ɔție proprie, precum și pentru un volum ɔarte important de lucrări de construcții de eton armat, instalații termice, hidrotehnice, e epurare a gazelor și instalații electrice de limentări, acționări și automatizări.

IPROMET, fiind nominalizat proiectant general pentru investițiile din R.S. România, va coordona întreaga activitate de proiectare a acestor investiții.

Participarea IPROMET la proiectarea acestui grandios obiectiv constituie una din numeroasele dovezi ale maturității tehnice dobîndite de institut, reprezentînd totodată și o confirmare a prestigiului său internațional.

Prin activitatea pe care o desfășoară în vederea promovării permanente a exportului de inginerie tehnologică peste hotare, IPROMET și-a cîștigat un loc de frunte pe care se străduiește să-l onoreze cu noi și însemnate realizări.

REVISTA REVISTELOR

iesserei, R.F.G., nr. 20, 1987

Călătorie de studii a unor membri ai ɔG (Verein Deutscher Eisenhütten-ute — Uniunea siderurgiștilor din R.F.), în Statele Unite, 1987 — partea a — a ; turnarea în forme pline a piese-r fabricate în serie, prezentată la CAS-EXPO' 87 din localitatea St. Louis, p. 3 — FOND — EX' 87 din Brno, Ceho-ɔvacia, p. 608 — Variații ale formelor eselor turnate în nisip cu solidificare terioară, partea a 2-a, p. 614 — Sinte-bibliografică anuală asupra mecanizăfabricării formei și miezului (partea a ı), p. 620.

Giesserei, R.F.G., nr. 21, 1987

Tendințele actuale ale utilizării procedeelor de fabricare a formei și miezului ; regenerarea nisipurilor de turnătorie uzate și îndepărtarea reziduurilor — partea 1, p. 629 — Efecte ale procentlor fine de precizie și ale agenților de formare a carbonului lucios din materialele de formare, asupra proprietăților pieselor turnate, p. 633 — Hidrocarburi aromatice policiclice din nisipul de turnătorie, sa 640 — Sinteză bibliografică anuală p.upra materialelor de formare — partea a 2-a. Procedee de formare pe bază de materiale de formare neliate cn argilă, materiale de adaos, materiale de acoperire (urmare 24), p. 643 — Sinteză bibliografică anuală asupra materialelor de formare — partea a 3-a : procedee de control, defecte de turnare datorate materialelor de formare (urmare 24), p. 649.

Gesserei, R.F.G., nr. 22, 1987

Noua turnătorie de aluminiu de la Volkswagen, p. 661 — Logistica și asigurarea calității în turnătorii, p. 666 — Determinarea și calcularea cheltuielilor pentru controlul materialelor și pieselor, în scopul asigurării calității, p. 668 — Conținutul, validitatea și consecințele juridice ale acordurilor privind asigurarea calității, p. 672.

REVISTA REVISTELOR

Stal, U.R.S.S., nr. 5, 1987

Asimilarea industrială a noii tehnologii de aglomerare a încărcăturii cu două straturi, p. 8 — Formele compușilor de sulf în minereul de fier de Daşkesansk şi în aglomeratele cu diferite bazicități, p. 16 — Examinarea repartizării materialelor în spațiul de lucru al furnalului de 5500 m^3 înainte de pornire, p. 18 — Suflarea combinată a metalului cu introducerea gazului inert prin fundul convertizorului, p. 24 — Îmbunătățirea regimului de zgură al elaborării în convertizor, p. 26 — Preîncălzirea deșeurilor în convertizor cu combustibil în bucăți cu conținutul de carbon, p. 27 — Utilizarea dolomitei la elaborarea în convertizor, p. 30 — Creșterea rezistenței lăncilor de convertizor, p. 31 — Tratamentul oțelului de convertizor în oală cu zgură lichidă obținută din deșeuri metalurgice, p. 33 — Eficiența utilizării amestecului termoizolator la turnarea oțelului, p. 35 — Procedeu mecanizat de prelevare a metalului din convertizor, p. 36 — Sudarea mecanizată a fisurilor din lingotiere, p. 37 — Compoziția fazei gazoase în suprafața de lucru a cuptorului electric cu arc pentru elaborarea oțelului, p. 38 — Turnarea în suspensie a feroaliajelor de mangan, p. 41 — Fabricarea profilelor pentru jenți auto cu consum scăzut de metal, p. 44 — Perfecționarea profilelor fasonate laminate, p. 46 — Elaborarea și asimilarea tehnologiei de laminare a tablelor pentru separatoare magnetice, p. 49 — Siguranța în exploatare a cilindrilor de la liniile de laminare, p. 52 — Țevi oxidate din oțeluri rezistente la coroziune, p. 55 — Utilizarea inhibitorului S-5U la decaparea țevilor din oțeluri carbon și slab aliate, p. 57 — Elaborarea și introducerea normelor fundamentale tehnice de încărcare a vagoanelor c.f. cu țevi laminate la cald, p. 59 — Căi de îmbunătățire a proprietăților emulsiilor pentru trefilarea sîrmei, p. 61 — Căi de economisire a metalului la fabricarea pieselor de fixare, p. 63 — Tratamentul termic al oțelului slab aliat laminat la cald, în vederea obținerii unei structuri feritomartensitice, p. 64 — Producția de tablă zincată din oțelul 08 pe categoria VG, p. 67 — Proprietățile suprafeței aliate cu bor și carbon în cazul prelucrării prin contact electric, p. 69 — Utilizarea tablei din pulberi de oțel rapid la executarea sculelor tip freză de canelat, p. 72 — Principii de creare și dezvoltare a sistemului de proiectare automatizată a întreprinderilor siderurgice (SPAIS), p. 74 — Probleme de asigurare informațională a sistemului de ramură pentru proiectarea automatizată a întreprinderilor siderurgice, p. 78 — Crearea unui sistem de ramură pentru proiectarea automatizată în cadrul institutelor de proiectare, p. 81 — Îmbunătățirea calității proiectării oțelăriilor pe baza sistemului de proiectare automatizată — oțel, p. 83 — Elaborarea și introducerea subsistemului integrat de proiectare automatizată — țevi, p. 88 — Elaborarea bazei de normative pentru subsistemul de proiectare automatizată — produse mărunte, p. 90 — Crearea subsistemului PAIS-Electro, p. 92 — Automatizarea proiectării lucrărilor de infrastructură din secțiile industriei metalurgice, p. 95 — Conducerea structurii utilajului la automatizarea proiectării reparațiilor electrice, p. 97 — Probleme de modelare sistematică a obiectivelor de proiectare în siderurgie, p. 98 — Creșterea siguranței de răcire a lăncii de suflare a oxigenului, p. 101 — Funcționarea epuratoarelor de gaze de la convertizoarele cu suflare combinată a băii, p. 103 — Particularitățile evacuării gazelor tehnologice din cuptoarele electrice cu arc pentru elaborarea oțelului, p. 107 — Optimizarea regimului chimic cu apă al sistemului recirculator de alimentare cu apă a epuratoarelor de gaze de la cuptoarele de feroaliaje, p. 110.

IPROMET
ENGINEERING
& DESIGNING
INSTITUTE
FOR THE IRON AND STEEL
INDUSTRY
ROMANIA
IPROMET
INSTITUTUL
DE INGINERIE TEHNOLOGICA
SI PROIECTARE
PENTRU INDUSTRIA METALURGICA